В. С. ШАРОВ

# СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫЕ АСИНХРОННЫЕ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛИ







ГОСУДАРСТВЕННОЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
МОСКВА 1963 ЛЕНИНГРАД

ЭЭ-5-3

В книге рассматриваются сверхвысокоскоростные асинхронные электродвигатели со скоростью вращения до 150—200 тыс. *об/мин*, применяемые во внутришлифовальных станках и в ряде других установок.

Изложены особенности электромагнитного расчета и приведены расчетные и опытные рабочие и пусковые характеристики сверхвысокоскоростных двигателей.

Рассмотрены методы регулирования скорости вращения и схемы питания указанных двигателей; дано описание конструкций их электрической части; приведены примеры расчета. Кратко освещены вопросы, связанные с испытанием и эксплуатацией таких электродвигателей.

Книга предназначена для студентов, специализирующихся в области высокоскоростного электропривода, авиационных электрических машин, а также специальных микромашин, и может быть использована инженерно-техническими работниками, занимающимися расчетом, изготовлением и эксплуатацией сверхвысокоскоростных электродвигателей и установок.

621.313.333
Ш 25

*Шаров Владимир Семенович*

Сверхвысокоскоростные асинхронные электродвигатели. М.—Л. Госэнергоиздат, 1963, 288 с. с черт.

Редактор *А. И. Дулькин* Техн. редактор *Н. И. Борунов*

Сдано в набор 19/XII 1962 г. Подписано к печати 9/III 1963 г.
Т-00196 Бумага $84\times108^1/_{32}$ 14,76 печ. л. Уч.-изд. л. 15,2
Тираж 6 500 экз. Цена 91 коп. Зак. 2733

Типография № 1 Госэнергоиздата. Москва, Шлюзовая наб., 10.

# ПРЕДИСЛОВИЕ

В данной книге рассматриваются асинхронные двигатели со скоростью вращения до 150—200 тыс. *об/мин*, которые называют сверхвысокоскоростными или высокоскоростными. Частота тока таких двигателей достигает 2,5—3,5 тыс. *гц*.

Специфика и особенности расчета высокоскоростных двигателей не отражены в книгах по проектированию электродвигателей общего применения и микродвигателей промышленной частоты 50 *гц*, несмотря на то, что в настоящее время эти двигатели широко применяются в СССР и за границей. В связи с этим возникает необходимость обобщения опыта по созданию и проектированию сверхвысокоскоростных высокочастотных двигателей, освещения особенностей их электромагнитного расчета, характеристик, систем питания, испытаний, эксплуатации.

В настоящей книге рассматриваются в основном двигатели для внутришлифовальных станков. Проектированием указанных двигателей занимались советские ученые Н. А. Спицин, Ю. С. Чечет, Г. Н. Петров, Л. Н. Шашанов, П. В. Власов и др.

В последние годы успешно работали по созданию электродвигателей для внутришлифовальных станков Всесоюзный научно-исследовательский институт подшипниковой промышленности (ВНИПП), Экспериментальный научно-исследовательский институт металлорежущих станков (ЭНИМС), Первый и Четвертый Государственные подшипниковые заводы (ГПЗ), Московский завод электронасосов и др.

В результате многолетней работы автором накоплен опыт по исследованию высокочастотных электрических машин. Им рассчитана и спроектирована электрическая часть ряда сверхвысокоскоростных асинхронных электродвигателей, которые разработаны во Всесоюзном научно-исследовательском институте подшипниковой про-

мышленности. По чертежам ВНИПП эти двигатели построены Московским заводом электронасосов и 4-ГПЗ. Указанные двигатели предназначены для внутришлифовальных станков и рассчитаны на скорости вращения от 12 до 150 тыс. *об/мин.* Все двигатели прошли лабораторные и производственные испытания и внедрены на подшипниковых заводах Советского Союза, их используют при операциях чистового шлифования.

Проектирование электрической части сверхвысокоскоростного двигателя должно осуществляться с учетом взаимосвязи электромагнитных и прочностных факторов, системы охлаждения, подшипниковых узлов — общей конструкции двигателя.

В данной книге основное внимание уделено особенностям электромагнитного расчета, анализу электромеханических характеристик, системам питания и регулирования скорости вращения сверхвысокоскоростных двигателей. Наряду с этим коротко освещены вопросы выбора опор, системы смазки и конструкции таких двигателей — электрошпинделей для внутришлифовальных станков.

В книге приведены чертежи новейших конструкций высокоскоростных электрошпинделей советских заводов, а также американских, итальянских, английских и немецких фирм.

Расчет магнитной цепи и определение намагничивающего тока двигателя не рассматривается, так как эти вопросы излагаются в общих курсах электрических машин.

Книга предназначена для студентов, специализирующихся в области авиационных электрических машин, высокоскоростного электропривода и специальных электрических машин.

Данная книга полезна и широкому кругу инженерно-технических работников, занимающихся электроустановками с высокими скоростями вращения.

Автор выражает благодарность проф. Н. А. Спицыну и заслуженному деятелю науки и техники РСФСР проф. Г. Н. Петрову за помощь в работе по проектированию и расчету электрической части сверхвысокоскоростных электродвигателей и их испытаниям (во ВНИПП и МЭИ), а также за советы по построению и содержанию данной книги.

# СОДЕРЖАНИЕ

## ВВЕДЕНИЕ

В Программе КПСС указывается, что первостепенное значение для технического перевооружения всего народного хозяйства имеет развитие машиностроения. Быстрое развитие получат такие констркуции машин, которые, обеспечивая высокие технические свойства, приведут к сокращению расходов сырья и энергии, к повышению производительности. Предусматриваются теоретические исследования в области механизации и автоматизации производства, разработка теории и принципов создания новых машин.

Выполняя указания партии и правительства, советский народ создает новые высокопроизводительные машины и станки. Выпускаются новые внутришлифовальные станки для чистовой обработки ответственных деталей машин. Процесс чистового шлифования является одним из главных процессов в машиностроении, от которого зависит качество и долговечность детали. Вместо устаревших шлифовальных станков с ременным приводом, которые имеют целый ряд недостатков, отечественные заводы выпускают в настоящее время внутришлифовальные станки с высокоскоростными электродвигателями.

Высокоскоростной электропривод имеет целый ряд преимуществ и новых положительных свойств по сравнению с обычными электроприводами с частотой тока 50 *гц*. В связи с этим область применения сверхвысокоскоростных двигателей за последние годы значительно расширилась. Эти двигатели применяют сейчас в точном машиностроении для внутришлифовальных станков. Сверхвысокоскоростные двигатели малой мощности, установленные в ряде других устройств, близки по своей конструкции к двигателям для внутришлифовальных станков.

Высокоскоростные двигатели широко используются для других промышленных производств и механизмов: различного рода центрифуг, аэродинамических установок, механизмов деревообрабатывающей промышленности, в текстильной промышленности (для привода веретен), при научных исследованиях быстро протекающих процессов, в ручных инструментах облегченного веса, а также в ряде других автоматических устройств.

Сверхвысокоскоростные электродвигатели приводов шлифовального круга внутришлифовальных станков, называемых обычно электрошпинделями, изготавливаются в настоящее время на ряде заводов Советского Союза.

Таким образом, создается быстроразвивающаяся область высокоскоростного электропривода с внедрением автоматики и высокоскоростных электрических машин.

Целью данной книги является изложение опыта по расчету и испытанию сверхвысокоскоростных электрошпинделей, накопленного в отделе электрошпинделей ВНИПП и МЭИ.

Необходимо остановиться на терминологии, относящейся к рассматриваемому типу двигателей. Название книги выбрано, исходя из классификации электрических машин по скорости вращения. В электротехнической литературе встречается, например, такая классификация машин [Л. III-2]: тихоходные, быстроходные, сверхбыстроходные. Однако рассматриваемые двигатели совершают не поступательное движение, а круговое вращение, поэтому термин «ход», строго говоря, является не вполне удачным в применении к вращающейся машине. Вместе с тем широко употребляются выражения «пуск в ход», «холостой ход двигателя», которые применяются и к трансформатору — неподвижному аппарату; таким образом, слово «ход» в технике употребляется как синоним слов «работа», «действие». Термин «вращающийся» (двигатель) более точен: двигатели обладают низкой, средней и высокой скоростями вращения. К высокой скорости вращения относят согласно [Л. III-2] двигатели со скоростью до 6—12 тыс. *об/мин.* Двигатели со скоростью вращения, значительно превышающей указанную, точнее назвать сверхвысокоскоростными. В этом смысле и применяется термин «сверхвысокоскоростные» в данной книге.

---

*ГЛАВА ПЕРВАЯ*

# ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

## 1-1. КОНСТРУКТИВНЫЕ СХЕМЫ И ЗАДАЧИ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ (ЭЛЕКТРОШПИНДЕЛЕЙ)

Электродвигатель, на выступающем конце вала которого закреплен шлифовальный круг, называют электрошпинделем. Назначение электрошпинделя заключается в осуществлении чистового шлифования детали.

Развитие конструкции электрошпинделя протекало от шпинделя с ременным приводом, на валу которого закреплен с одной стороны шлифовальный круг, а с другой — шкив для ременного привода. При замене ременного привода электрическим шпиндель был соединен муфтой с электродвигателем. Затем шпиндель в виде отдельной части, называемой пинолью, расположили в общем корпусе с электродвигателем (рис. 1-1,*а*). В дальнейшем в ряде случаев оказалось целесообразным не изготавливать отдельного пинольного узла, а располагать шлифовальный круг непосредственно на валу электродвигателя (рис. 1-1,*б*).

Конструктивные схемы расположения ротора электродвигателя относительно опор представлены на рис. 1-1. Основными частями асинхронной машины являются статор и ротор. В пазах пакетов ротора *1* и статора *2* размещаются обмотки, одна из которых присоединяется к источнику переменного тока. По аналогии с трансформатором обмотку, подключенную к источнику питания, будем называть первичной, а обмотку, связанную с ней

посредством электромагнитного поля, — вторичной. Первичная обмотка может быть расположена на вращающейся части, а вторичная обмотка — на неподвижной части асинхронной машины, как, например, в обращенном асинхронном двигателе с вторичной обмоткой на статоре. Чаще всего сверхвысокоскоростной асинхронный двигатель выполняется с первичной обмоткой, рас-

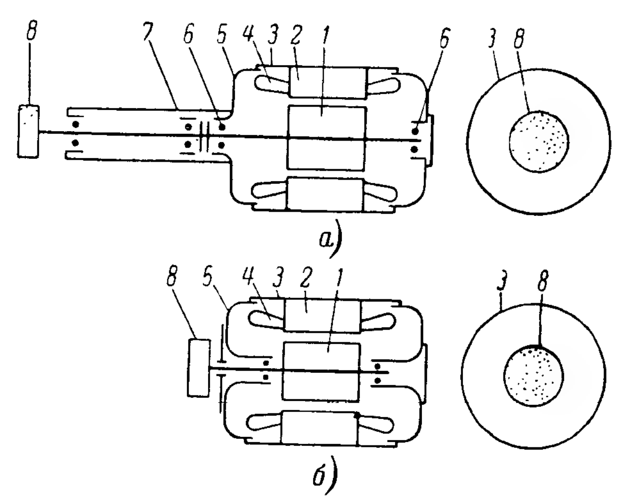



Рис. 1-1. Конструктивные схемы электрошпинделей.

*а* - электрошпиндель с отдельным валом для шлифовального круга; *б* — электрошпиндель с одним валом.
*1* — ротор; *2* — пакет статора; *3* — корпус; *4* — обмотка статора; *5* — подшипниковый щит; *6* — опоры; *7* — пинольная часть; *8* — шлифовальный круг.

положенной в пазах пакета статора, являющегося или внутренней частью относительно ротора (в двигателях для гироприборов) или внешней частью машины (рис. 1-1). В последнем случае первичная обмотка *4* является обмоткой статора, а вторичная — обмоткой ротора. Наряду с терминами «обмотки статора и ротора» как более общие термины употребляются «первичная и вторичная обмотки» асинхронной машины.

В качестве первичной обмотки электрошпинделя выбирается чаще всего трехфазная обмотка, проводники которой располагают в пазах шихтованного пакета *1* статора (рис. 1-2,*а*), набранного из тонколистовой электротехнической стали. Листы пакета статора набираются

или в специальный стакан *2* из алюминиевого сплава, или закрепляются торцовыми нажимными шайбами *5* и скобами *3* (рис. 1-2,*б*). Лобовые части *1* обмотки статора отгибают к торцовой части пакета с целью уменьшения расстояния между опорами ротора. Подробнее о выборе обмотки и пазов статора будет сказано ниже (§ 1-4, 1-6).

Обмотка ротора сверхвысокоскоростного двигателя до (120—150) тыс. *об/мин* с линейной скоростью до

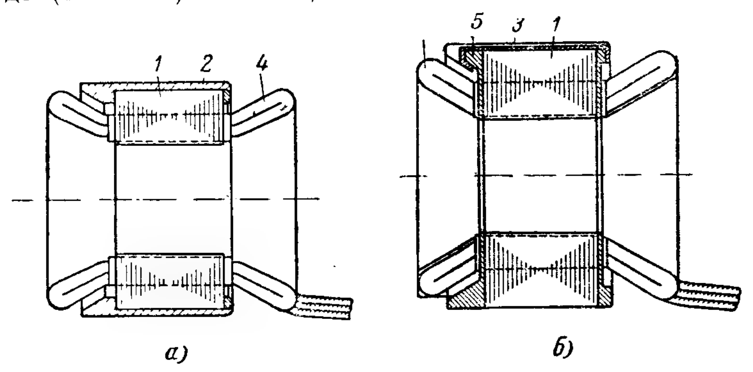



Рис. 1-2. Пакет статора; *а* — в алюминиевом стакане, *б* — скрепленный торцовыми шайбами и скобами.

*1* — пакет статора; *2* — алюминиевый стакан; *3* — скоба; *4* — лобовая часть обмотки; *5* — торцовая шайба.

(180—200) *м/сек* выполняется в виде короткозамкнутой (к. з.) обмотки, типа «беличье колесо», стержни которой помещают в полузакрытых или закрытых пазах шихтованного пакета ротора. Такие обмотки могут быть двух типов. Обмотка одного типа (рис. 1-3,*а*) изготовляется из алюминиевого сплава путем заливки пазов под давлением. Одновременно со стержнями *2* отливаются короткозамыкающие торцовые кольца *1*. Обмотка другого типа (рис. 1-3,*б*) изготовляется из латунных стержней *2*, соединенных сваркой с торцовыми кольцами *1*. Торцовые кольца во избежание их разбухания при больших центробежных силах целесообразно закрывать цилиндрическим бандажом *4* из немагнитной стали.

Для промышленности и ряда установок требуются электродвигатели со скоростью вращения до (300—600) тыс. *об/мин*. В таких двигателях по механическим условиям часто делают цельностальной массивный ротор из

твердой стали, например ШХ-15. Однако такой ротор имеет ухудшенные электрические свойства. Его электрическое сопротивление токам ротора сильно возрастает при больших частотах. Питание сверхвысокоскоростных асинхронных электродвигателей осуществляется током высокой частоты. Например, в двухполюсных двигателях на 120 тыс. *об/мин* частота тока 2 тыс. *гц*; в двигателях на 600 тыс. *об/мин*—10 тыс. *гц*. При таких частотах активное и индуктивное сопротивления для токов массивного ротора сильно возрастают, а вращающий момент двигателя падает (см. гл. 2 и 3).

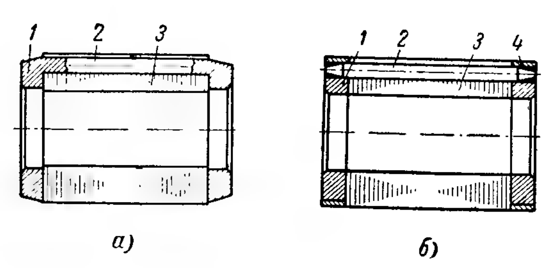



Рис. 1-3. Шихтованный пакет ротора; *а* — с алюминиевой к. з. обмоткой; *б* — с латунной к. з. обмоткой и цилиндрическим бандажом на торцовых кольцах.

1 — торцовое к. з. кольцо обмотки; 2 — стержень обмотки; 3 — шихтованный пакет; 4 — цилиндрический бандаж.

С целью получения значительного вращающего момента сверхвысокоскоростного двигателя с массивным ротором можно поместить в стальном массиве ротора короткозамкнутую обмотку типа «беличье колесо». При сверхвысоких линейных скоростях вращения такая обмотка не может быть расположена в полузакрытых пазах, так как под действием центробежных сил, обусловливаемых массой ротора, может быть превышен предел текучести сплава. Поэтому обмотку помещают в закрытых пазах. Однако, если по условиям прочности толщина «мостика» над пазом ротора значительна, то не будет достаточного потокосцепления с обмоткой ротора, так как поток, созданный намагничивающей силой первичной (статорной) обмотки, будет проходить в основном по мостикам — над пазами ротора, вследствие чего ток ротора и вращающий момент будут малы. В стальном массиве ротора иногда делают полузакрытые пазы и по-

сле изготовления обмотки их шлицы заваривают немагнитной сталью. Однако такая конструкция имеет следующие недостатки: трудность обработки ротора после заварки пазов, возможность отскакивания припоя при больших центробежных силах. Пазы массивного ротора после изготовления к. з. обмотки можно не заваривать, а закрыть бандажом *3* (рис. 1-4) из немагнитной стали, а торцовые кольца — фланцами *4* (также из немагнитной стали), которые привариваются к цилиндру. По условиям технологии в ряде случаев может оказаться целесообразным изготовление отдельной массивной втулки *5*, надеваемой на вал ротора *6*. По условиям жесткости кон-

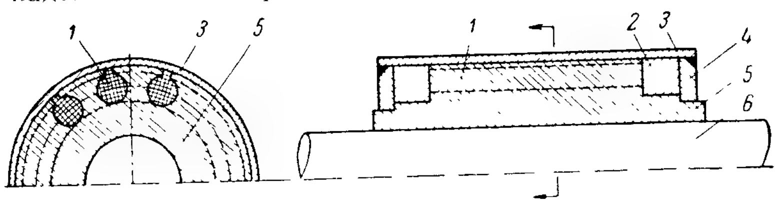



Рис. 1-4. Массивный ротор с короткозамкнутой обмоткой и немагнитным цилиндрическим бандажом.

*1* — стержень; *2* — торцовое кольцо; *3* — бандаж; *4* — фланец; *5* — втулка; *6* — вал.

струкции ротора желательно размещать короткозамкнутую обмотку в стальном массиве, который представляет собой единое целое с валом ротора. Такой ротор более надежен по условиям прочности и проще при изготовлении.

В рассмотренных конструкциях ротора сопротивление к. з. обмотки сравнительно мало и она имеет хорошее потокосцепление с основным потоком. В результате этого двигатель развивает значительный вращающий момент.

Если ротор заключен внутрь цилиндра из немагнитной стали, ток холостого хода двигателя становится значительным и коэффициент мощности cos φ двигателя мал. Однако ввиду малой мощности сверхвысокоскоростного двигателя ухудшение cos φ не сказывается значительно на показателях установки в целом. В случае необходимости значение коэффициента мощности можно улучшить путем включения конденсаторов на зажимы первичной обмотки двигателя.

Внутришлифовальный станок со сверхвысокоскоростным электрошпинделем получается гораздо компактнее и имеет меньшие размеры, чем при ременном приводе. Новые станки с электрошпинделями занимают гораздо меньшую площадь в цехе. На таких станках повышается чистота обработки поверхности детали. В результате этого возрастают износоустойчивость рабочей поверхности детали и ее долговечность. Кроме того, увеличивается производительность труда.

В настоящее время на внутришлифовальных станках применяют электрошпиндели со скоростью вращения до 150 тыс. *об/мин.* Установлено, что для чистового шлифования оптимальной линейной скоростью шлифования является:

$$v = (25 - 50)\ м/сек.$$

В случае шлифования, например, колец прецизионных шарикоподшипников с диаметром отверстий $d_{от} = (1—3)$ *мм* для обеспечения линейной скорости $v = 25$ *м/сек* необходима скорость вращения электрошпинделя

$$n = \frac{60v}{\pi d_{от}} = \frac{60 \cdot 25}{\pi (1—3)\, 10^{-3}} = (478 - 159)\, 10^{3}\ об/мин,$$

где скорость $v$ выражена в *м/сек*, а $d_{от}$ в *м*.

При скорости вращения применяемых в настоящее время электрошпинделей 150 тыс. *об/мин* линейная скорость при обработке указанных отверстий составляет $v = (7{,}5—22{,}5)$ *м/сек*. Следовательно, нужная линейная скорость при шлифовании колец прецизионных подшипников диаметром менее 3 *мм* не обеспечивается. В связи с этим становится актуальной задача создания электрошпинделя со скоростью вращения до 300 тыс. *об/мин.*

В настоящее время построены и внедрены на заводах электрошпиндели, имеющие скорость вращения до 150 тыс. *об/мин*, и ведутся опыты по созданию шпинделя на 200 тыс. *об/мин.* Проектирование, расчет и изготовление таких электрошпинделей весьма сложны, так как двигатель должен обеспечить чистовое шлифование поверхности ответственных деталей. Машина практически должна быть безвибрационной, малошумной, что очень трудно осуществить при указанных скоростях вра-

щения. При проектировании двигателя необходимо выявить и устранить все явления, вызывающие вибрации и шумы, обусловленные электромагнитными и механическими факторами.

При весьма больших линейных скоростях ротора нельзя сохранить обычную конструкцию асинхронного двигателя прежде всего из условий механической прочности, по аэродинамическим условиям, а также по условиям шума машины. Кроме того, рассматриваемые двигатели предназначаются для работы на высоких частотах и имеют, как правило, закрытую конструкцию. Поэтому магнитные и электрические нагрузки в таких двигателях должны быть другими по сравнению с обычными двигателями, выполненными на частоту 50 *гц*.

Возникает также ряд задач, связанных с пуском и регулированием скорости вращения двигателя, вследствие того что необходимо поддерживать постоянной линейную скорость по периферии шлифовального круга, по мере уменьшения его диаметра в процессе шлифования.

Таким образом, с целью наиболее полного удовлетворения требований промышленности к качеству и свойствам электрошпинделей должны быть разрешены актуальные вопросы, основными из которых являются следующие:

1. Разработка методики расчета сверхвысокоскоростных электрошпинделей с различными роторами.

2. Создание совершенных источников питания: вращающихся и статических преобразователей высокой частоты.

3. Разработка методов экспериментального исследования сверхвысокоскоростных электродвигателей.

4. Плавное, бесступенчатое регулирование скорости вращения таких двигателей.

5. Решение проблемы опор с большим сроком службы.

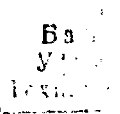
6. Повышение культуры технологии и динамической балансировки двигателя в собранном виде.

7. Теоретическое и экспериментальное исследования явлений вибраций и шумов с целью полного их устранения.

Исчерпывающее решение каждой из этих проблем возможно в результате работы ряда научно-исследовательских организаций и заводов.







## 1-2. ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

Как было указано в § 1-1, в сверхвысокоскоростных электродвигателях магнитные нагрузки имеют другие значения сравнительно с обычными двигателями на 50 *гц*. При весьма больших скоростях механические напряжения во вращающихся деталях велики. Поэтому правильный выбор материалов как для пакета статора, так и для ротора особенно важен.

По мере увеличения скорости вращения суммарные потери относительно номинальной мощности возрастают, в частности увеличиваются потери в стали с увеличением частоты, несмотря на уменьшение магнитной индукции.

Для микродвигателей потери в стали существенно зависят от механической обработки листов при изготовлении стального пакета, что объясняется структурными изменениями материала. Тонколистовая электротехническая сталь обычно поступает с завода в протравленном и отожженном виде. Отжиг, как конечная операция после прокатки, необходим для снятия внутренних напряжений и улучшения магнитных свойств стали. Оптимальная температура отжига зависит от содержания кремния в стали. Травление листов для очистки поверхности листа с целью увеличения коэффициента заполнения производится в растворе серной кислоты при температуре около 50° С. В процессе штамповки появляются внутренние напряжения по кромке штампованной части листа. Эти напряжения обусловливают изменение магнитных свойств и кристаллической структуры стали. В сверхвысокоскоростных микродвигателях имеются участки магнитной цепи, ширина которых не превышает (2—8) *мм*. В таких двигателях можно ожидать увеличения потерь в стали в результате механической обработки.

Пр проектировании любого электрошпинделя существенен вопрос о выборе толщины стального листа для пакета статора при той или другой частоте тока. Можно рекомендовать определение толщины листа $\Delta_c$ в зависимости от частоты питающего тока $f_1$ по кривой, построенной на основании данных по изготовленным сверхвысокоскоростным микродвигателям и приведенной на рис. 1-5.

По данным ГОСТ 802-54 удельные потери тонколи-

стовой электротехнической стали незначительно снижаются при толщине листа, меньшей 0,2 *мм*. Поэтому при частотах до 3000 [illegible] выбирать толщину листа менее 0,2 *мм*.

Согласно ГОСТ отечественная промышленность выпускает электротехническую листовую сталь толщиной 0,5; 0,35; 0,2; 0,15; 0,10 *мм*.

С повышением содержания кремния уменьшаются удельные магнитные потери в стали. Поэтому для пакета статора высокочастотных электрических машин применяют электротехническую листовую сталь с повышенным содержанием кремния марок Э31, Э41, Э44.

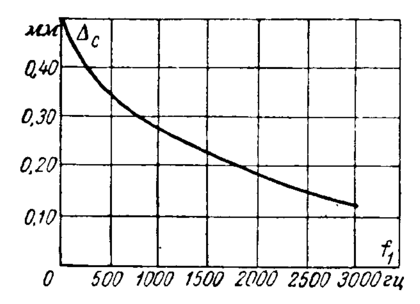



Рис. 1-5. К выбору толщины листа $\Delta_c$ в зависимости от частоты $f_1$.

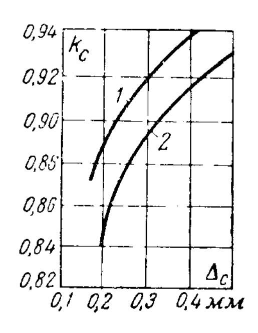



Рис. 1-6. Зависимость коэффициента заполнения пакета сталью $k_c$ от толщины листа $\Delta_c$.

В качестве изоляции листов стали применяется лаковое покрытие или оксидная пленка. В настоящее время внедряется метод фосфатирования листов. Зависимость коэффициента заполнения пакета сталью $k_c$ от толщины листа при оксидной пленке характеризуется кривой *1*, при лаковом покрытии — кривой *2* (рис. 1-6). Изоляция листов влияет только на потери от вихревых токов и не влияет на величину гистерезисных потерь и магнитную проницаемость.

В зависимости от скорости вращения и мощности двигателя целесообразна та или другая конструкция ротора.

Пакет ротора должен быть прежде всего рассчитан по механическим условиям, исходя из запаса прочности по пределу текучести материала. В первые годы созда-

ния сверхвысокоскоростных машин предпочитали выбирать массивный стальной ротор. В последующем выяснилась возможность применения ротора с к. з. обмоткой в шихтованном пакете. Дело в том, что с повышением содержания кремния, как известно, увеличивается предел текучести листовой электротехнической стали (табл. 1-1). В связи с этим для пакета ротора следует выбирать сталь марок Э31, Э41. Толщина листа для пакета ротора по причинам механической прочности не должна быть слишком малой; ее следует принимать равной 0,5 или 0,35 *мм*.

Материал для обмотки ротора следует выбирать со сравнительно большим пределом текучести и малым удельным электрическим сопротивлением, например магниевую или кадмиевую бронзу. Однако более доступными материалами являются латунь и медь.

Во ВНИПП был разработан проект и изготовлены опытные образцы сверхвысокоскоростного микродвигателя на (120—144) тыс. *об/мин* с к. з. алюминиевой обмоткой в шихтованном пакете ротора. Затем такие двигатели были построены Московским заводом электронасосов и успешно прошли испытания. Таким образом, установлена возможность применения алюминия для к. з. обмотки ротора сверхвысокоскоростного двигателя.

На современных электромашиностроительных заводах изготовление роторов с алюминиевой обмоткой хорошо освоено даже при сравнительно малых сечениях пазов и происходит на высокопроизводительной машине, что особенно важно при серийном производстве. Двигатели с медными или латунными стержнями в процессе работы склонны к разбалансировке, вследствие того что стержни перемещаются в пазах ротора.

Изготовление ротора с медными или латунными стержнями связано с ручным трудом и является трудоемким процессом. Обычно при выборе материала для обмотки ротора большое значение придается его электропроводности. В электрических машинах, работающих при частоте 50 *гц*, стремятся применять материал с большей электропроводностью с целью получения лучших рабочих характеристик при номинальной нагрузке.

В сверхвысокоскоростных асинхронных двигателях с целью улучшения пусковых характеристик приходится выбирать материал обмотки ротора с большим удель-

Таблица 1-1

## Некоторые свойства электротехнических материалов

| Марка металла | $\sigma_s$, $кГ/мм^2$ | $\sigma_m$, $кГ/мм^2$ | $\rho$, $ом \cdot мм^2/м$ | $\gamma$, $г/см^3$ |
|---|---|---|---|---|
| Сталь Э11 | 18—25 | 30—35 | 0,25—0,3 | 7,8 |
| Сталь Э31 | 30—36 | 40—47 | 0,4—0,5 | 7,65 |
| Сталь Э41, Э44 | | 47—51 | 0,5—0,58 | 7,55 |
| Сталь хромоникелевая (С — 0,4 — 0,5%, Cr — 1%, Ni — 30%) | 70 | 90 | | |
| Сталь ШХ15 | 36—52 | 65—75 | 0,2267 | |
| Сталь 20Х2Н4А | 110 | 120 | | |
| Медь | 7—35 | 27—44 | 0,0175—0,0185 | 8,71—8,89 |
| Латунь Л62 | — | 41—62 | 0,0710—0,0720 | 8,4—8,7 |
| Алюминий (А0; А1; А2) | 8—20 | — | 0,0263—0,030 | 2,69—2,70 |

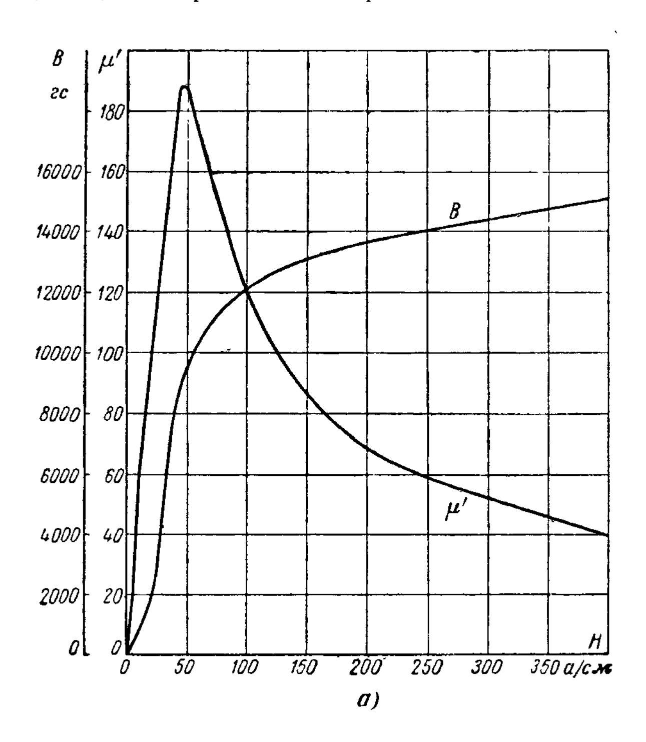
Примечание. $\sigma_s$ — предел текучести материала;
$\sigma_m$ — предел прочности материала;
$\rho$ — удельное электрическое сопротивление;
$\gamma$ — удельный вес.

ным электрическим сопротивлением. В этом случае алюминий является более приемлемым, чем медь, поскольку он имеет большее удельное электрическое сопротивление.

Механическая прочность обмотки ротора является очень важным показателем для двигателя с высокой скоростью вращения и тяжелым пуском. Если принять при расчете допустимое напряжение на растяжение для меди 300 $кГ/см^2$, а для алюминия 100 $кГ/см^2$, то напряжение от центробежных сил в алюминиевой клетке получается на 30% ниже, чем в медной, в то время как допустимое напряжение у алюминия составляет приблизительно 30% сравнительно с медью.

Некоторые свойства электротехнических материалов приведены в табл. 1-1.

При расчете двигателя необходимо знать кривые намагничивания материалов, выбранных для магнитной цепи. Кривые намагничивания для стали ШХ-15 и стали Э11, Э41, Э43 приведены на рис. 1-7,*а—в*.



*а)*

Обмотка статора двигателя изготовляется из медных проводов чаще всего марки ПЭВ-2. Выбор указанной марки проводника объясняется тем, что винифлекс маслостоек. Это важно, поскольку в сверхвысокоскоростном двигателе имеется масляный туман для смазки и

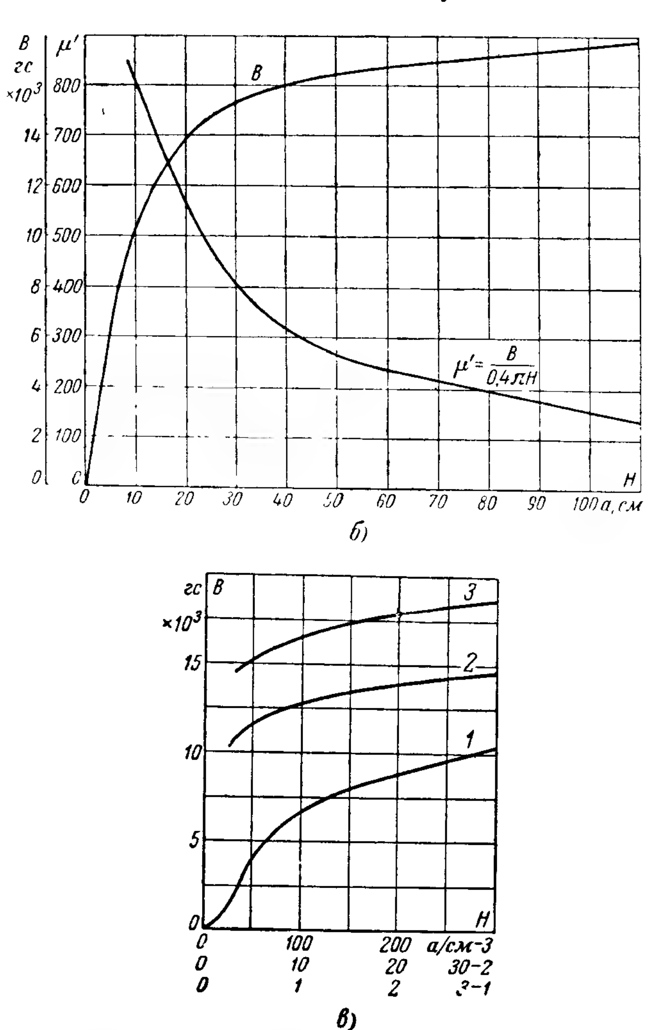



Рис. 1-7. Характеристики намагничивания стали.
*а* — сталь ШХ 15; *б* — сталь Э11; *в* — сталь Э41, Э43.

охлаждения шарикоподшипников, проникающий во внутреннюю часть двигателя.

Винифлексовая изоляция имеет небольшую толщину, обладает высокой механической прочностью, повышенной нагревостойкостью и теплопроводностью. В случае, когда нагревание двигателя значительно, для первичной обмотки следует выбирать провод марки ПЭТВ.

Для изоляции паза можно применять электрокартон, лакоткань, стеклоткань или стеклофторопласт в зависимости от условий работы и температуры двигателя.

## 1-3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ

### а) Основные уравнения

Размеры двигателя с к. з. обмоткой в шихтованном пакете ротора: внутренний диаметр пакета статора ($D$) и активная длина ($l_\delta$) связаны с расчетной мощностью ($P'$), электромагнитными нагрузками $A$, $B_\delta$ и скоростью вращения $n_1$ уравнением

$$D=\sqrt[3]{\frac{P'}{cn_1\beta}},\ \text{см}. \qquad (1\text{-}1)$$

Здесь

$$c=1{,}64\alpha_\delta k_B k_{01} B_\delta A 10^{-12}; \qquad (1\text{-}2)$$

$$n_1=\frac{60f_1}{p},$$

где $p$ — число пар полюсов;

$\alpha_\delta$ — отношение средней индукции к максимальной $\left(\text{при синусоидальной форме кривой поля } \alpha_\delta=\frac{2}{\pi}\right)$;

$B_\delta$ — индукция в воздушном зазоре, *гс*;

$A$ — линейная нагрузка, равная:

$$A=\frac{2m_1 I_1 w_1}{\pi D},\ \text{а/см}; \qquad (1\text{-}3)$$

$$\beta=\frac{l_\delta}{D}; \qquad (1\text{-}4)$$

$m_1$ — число фаз;

$I_1$ — ток в обмотке статора;

$w_1$ — число последовательно соединенных витков в фазе обмотки статора;

$k_{01}$ — обмоточный коэффициент.

$$P' = \frac{k_e P_{2н}}{\eta_н \cos \varphi_н}, \quad ва. \qquad (1\text{-}5)$$

где $k_e = \frac{E_1}{U_1}$; $E_1$, $U_1$ — э. д. с. и напряжение первичной обмотки; $\eta_н$ — к. п. д. двигателя[1].

Из уравнения (1-1) определяется активная длина двигателя:

$$l_\delta = \frac{P'}{c n_1 D^2}, \quad см. \qquad (1\text{-}6)$$

### б) Выбор магнитных и электрических нагрузок

Из приведенных уравнений следует, что определение основных размеров $D$, $l_\delta$ связано с выбором индукции $B_\delta$ и линейной нагрузки $A$.

При данной расчетной мощности $P'$ и выбранной изоляции размеры двигателя могут быть уменьшены за счет увеличения магнитных и электрических нагрузок, а также увеличением скорости вращения $n_1$. Увеличение магнитных и электрических нагрузок возможно при интенсивном отводе тепла от машины путем создания эффективной системы жидкостного охлаждения в комбинации с газовым охлаждением.

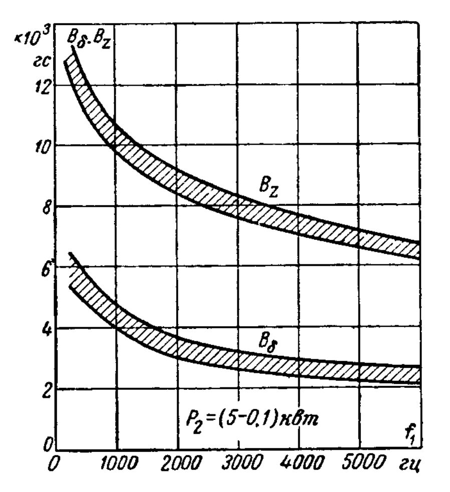


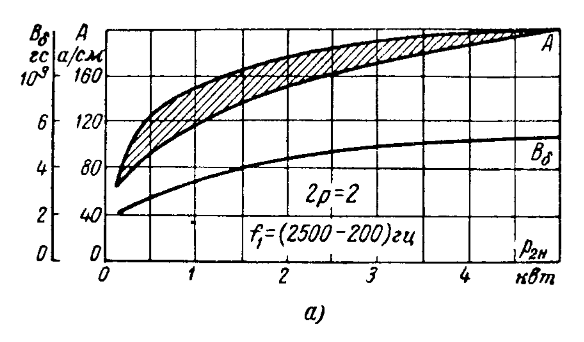

Рис. 1-8. К выбору индукций в зубцах статора $B_z$ и в воздушном зазоре $B_\delta$ в зависимости от частоты $f_1$.

Для сверхвысокоскоростных асинхронных электрошпинделей закрытой конструкции с водяным охлаждением, построенных по проекту ВНИПП, при классе изоляции $A$ значения индукции в функции частоты могут быть определены из кривых рис. 1-8, а линейная нагрузка $A$ и индукция $B_\delta$ в функции от номинальной мощности $P_{2н}$ и полюсного деления $\tau$ из кривых рис. 1-9,*а*, *б*.

---

[1] Индексом „н" отмечены номинальные величины.

Индукцию в зубцах можно ориентировочно выбрать по кривой $B_z=f(f_1)$ (рис. 1-8). Индукции в спинках статора и ротора не должны превышать значений индукции в зубцах, так как частота $f_1$ велика и потери в стали могут быть значительными.



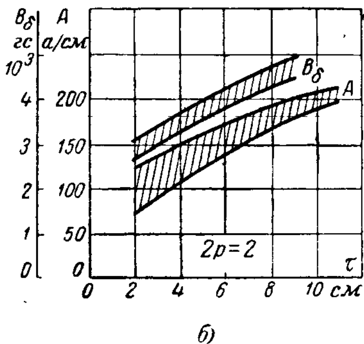




Рис. 1-9. Линейная нагрузка $A$ и магнитная индукция в воздушном зазоре $B_\delta$ в зависимости от номинальной мощности $P_{2н}$ (*а*) и полюсного деления $\tau$ (*б*) для сверхвысокоскоростного асинхронного двигателя с электроизоляцией класса А с водяным охлаждением статора.

Следует иметь в виду, что в высокочастотных электрических машинах магнитный поток вытесняется к поверхности стального листа. Поэтому магнитная индукция распределена по толщине стального листа неравномерно.

Отношение среднего значения индукции $B_{ср}$ к наибольшему значению $B_m$ индукции в стальном листе характеризуется коэффициентом

$$\gamma_B=\frac{B_{ср}}{B_m}.$$

Зависимость коэффициента $\gamma_B$ от частоты $f_1$ показана на рис. 1-10 согласно [Л. 1-10а].

При расчете магнитной цепи сверхвысокоскоростного двигателя, при определении магнитного напряжения отдельных стальных участков следует брать расчетные

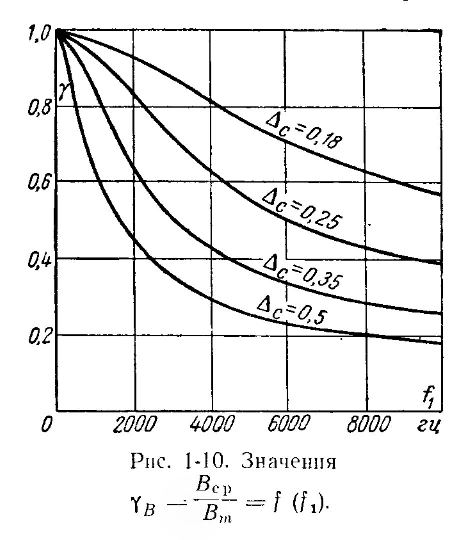



Рис. 1-10. Значения $\gamma_B = \frac{B_{ср}}{B_m} = f(f_1)$.

значения индукции $B$ с учетом явления вытеснения потока. Это приводит к увеличению намагничивающего тока.

Представляет интерес сравнить магнитные и электрические нагрузки электрошпинделей и авиационных асинхронных электродвигателей (табл. 1-2).

Таблица 1-2

**Некоторые данные авиационных асинхронных двигателей**
$f_1 = 400$ *гц*, $2p = 4$, $m_1 = 3$

| $P_{2н}$, *вт* | 10 | 50 | 100 | 200 | 300 | 500 | 1 000 | 5 000 | 10 000 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\cos\varphi_1$ | 0,45 | 0,65 | 0,72 | 0,8 | 0,84 | 0,85 | 0,85 | — | — |
| $\eta$, % | 25 | 54 | 62 | 68 | 72 | 75 | 76 | — | — |
| $k_e$ | 0,8 | 0,87 | 0,89 | 0,9 | 0,91 | 0,91 | 0,9 | | |
| $A$, *а/см* | 105 | 125 | 140 | 170 | 180 | 195 | 220 | 260 | 280 |
| $B_\delta$, *гс* | 3 300 | 3 500 | 3 700 | 4 200 | 5 100 | 5 400 | 5 600 | 6 100 | 6 200 |
| $\Delta_i$, *а/мм²* | 15 | 14 | 13,5 | 12,5 | 12 | 11,5 | 11 | 11 | 10 |

Примечание. $\Delta_i$ — плотность тока в обмотке статора.

### в) Определение диаметра ротора по условиям прочности

Согласно уравнению (1-1) для определения диаметра $D$ по мощности, магнитным и электрическим нагрузкам необходимо знать величину $\beta$, которая определяется отношением активной длины машины $l_\delta$ к диаметру $D$. Чем больше длина $l_\delta$, тем меньше диаметр $D$ при данной расчетной мощности; это благоприятно в отношении запаса прочности ротора по пределу текучести, но при этом снижается жесткость ротора.

Поскольку электрошпиндели предназначены для шлифования поверхностей с высоким классом чистоты (8—12 классы), они должны иметь достаточную жесткость. Желательно иметь первую критическую скорость выше номинальной скорости вращения, что при весьма больших скоростях возможно только при сравнительно коротком роторе и достаточно большом его диаметре. Очевидно, в сверхвысокоскоростном двигателе целесообразно определять диаметр $D$, исходя из допустимого коэффициента запаса материала ротора по пределу текучести.

При вращении ротора возникают центробежные силы, обусловленные собственной массой ротора, которые создают растягивающие напряжения в его материале. Если пакет ротора выполнен с закрытыми пазами или с цилиндрическим бандажом из немагнитной стали, или массивным стальным, его можно представить состоящим из отдельных тонких концентрических цилиндров, колец (рис. 1-11). Допустим, что стержни обмотки ротора жестко заделаны в торцовые кольца и их вес не влияет на стальные мостики над пазом. В этом случае растягивающие напряжения, возникающие в элементе объема от действия центробежных сил, определяемых собственной массой ротора, согласно [Л. VI-16], определяются по формулам:

тангенциальная составляющая

$$\sigma_t = \frac{\gamma v^2}{g} \frac{(3+\mu_п)}{8} \left[ 1 + \left( \frac{r}{R} \right)^2 - \frac{1+3\mu_п}{3+\mu_п} x^2 + \frac{a^2}{x^2} \right];$$

радиальная составляющая

$$\sigma_r = \frac{\gamma v^2}{g} \frac{(3+\mu_п)}{8} \left[ 1 + \left( \frac{r}{R} \right)^2 - x^2 - \frac{a^2}{x^2} \right],$$

где

$$x = \frac{R_x}{R};$$

$R$ — радиус ротора, *см*;
$R_x$ — радиус элементарного цилиндра на некотором расстоянии $x$ от поверхности ротора;
$r$ — радиус центрального отверстия ротора;
$g$ — ускорение силы тяжести 981 *см/сек*$^2$;
$\gamma$ — удельный вес материала, *кГ/см*$^3$;
$v$ — линейная скорость элемента цилиндра, *см/сек*;
$\mu_п$ — коэффициент Пуассона, для стали $\mu_п = 0{,}3$.

При значении $\left(\frac{r}{R}\right) \to 0$, когда радиус центрального отверстия ротора близок к нулю, т. е. в случае сплошного вала,

$$\sigma_t = \frac{\gamma v^2}{g} \frac{(3 + \mu_п)}{4}.$$

В случае, когда $\left(\frac{r}{R}\right) = 1$, т. е. для элементарного тон-

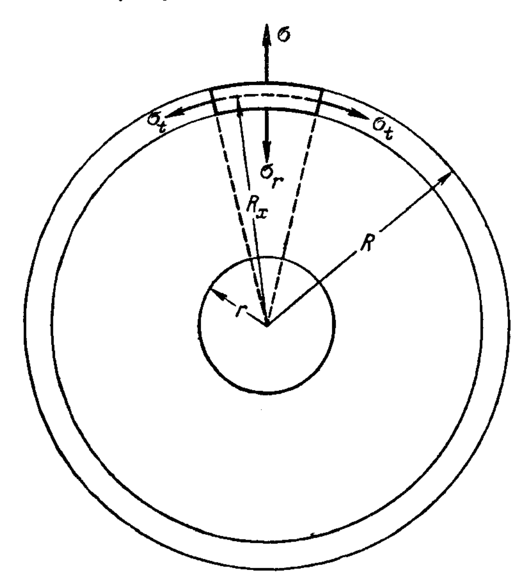



Рис. 1-11. Усилия в элементе объема вращающегося ротора.

кого цилиндра, на периферии ротора, растягивающее напряжение

$$\sigma_t = \frac{\gamma v^2}{g}, \quad \frac{кГ}{см^2}, \tag{1-7}$$

где $v$ — линейная скорость на периферии ротора, *см/сек*.

Напряжение $\sigma_t$ в материале ротора, возникающее от действия центробежных сил, обусловленных собственной массой, не должно быть больше предела текучести $\sigma_s$ материала. В противном случае произойдет «разбухание» пакета ротора, заклинивание ротора в пакете статора.

Из уравнения (1-7) можно найти допустимое значение диаметра ротора при данных скорости вращения $n_{2у}$ и коэффициенте запаса прочности $k_\sigma$ материала по пределу текучести:

$$k_\sigma = \frac{\sigma_s}{\sigma_t}. \tag{1-8}$$

Подставив значения

$$v = \frac{\pi D_2 n_{2у}}{60} \quad и \quad \sigma_t = \frac{\sigma_s}{k_\sigma}$$

в равенство (1-7), получим допустимое значение диаметра ротора по условиям прочности:

$$D_2 \leqslant \frac{19}{n_{2у}} \sqrt{\frac{\sigma_s g}{\gamma k_\sigma}}, \quad см; \tag{1-9}$$

здесь $n_{2у} = k_у n_1 (1 - s_x)$, *об/мин*;

$k_у = 1{,}15 - 1{,}25$;

$s_x$ — скольжение при холостом ходе.

Внутренний диаметр пакета статора

$$D = D_2 + 2\delta, \tag{1-10}$$

где $\delta$ — воздушный зазор между пакетами ротора и статора.

Современная тенденция в электромашиностроении заключается в максимальном использовании электротехнических материалов, снижении веса материалов на единицу мощности машины. В сверхвысокоскоростных двигателях полезный объем машины оказывается весьма

мал вследствие малого диаметра ротора, ограниченного запасом прочности по пределу текучести, и небольшой длины ротора, ограниченной условиями жесткости. Увеличение мощности сверхвысокоскоростного двигателя можно получить за счет применения водяного охлаждения, новейших электротехнических материалов, а также за счет некоторого допустимого снижения коэффициента запаса прочности по пределу текучести. Исследования турбогенераторов предельных мощностей [Л. VI-23] показали, что ротор без внутренних и внешних дефектов (без флокенов и трещин) даже при достижении скорости, которой соответствуют расчетные напряжения, равные пределу текучести материала, имел запас прочности материала. Напряжения на расточке центрального отверстия ротора турбогенератора могут быть выше предела прочности. Величина механических напряжений в турбогенераторах при испытании на разгон достигает (75—80%) от величины предела текучести.

В газовых турбинах принимается коэффициент запаса прочности, исходя из предела текучести,

$$k_\sigma = 1{,}25 - 1{,}65.$$

Указанные значения $k_\sigma$ могут быть приняты для максимальной скорости сверхвысокоскоростного двигателя. Очевидно, что предел прочности, предел текучести и ударная вязкость материала ротора должны определяться чрезвычайно тщательно. Кроме того, ротор должен быть испытан ультразвуком для выявления флокенов и трещин.

Механические напряжения, образующиеся в роторе в результате термообработки, должны быть сняты при последующей термической и механической обработке.

В крупных электрических машинах (турбогенераторах) линейная скорость достигает 180 *м/сек*. Поковка ротора турбогенератора выполняется из хромистой стали.

Массивный ротор электрошпинделя диаметром $D_2 = 2{,}5$ *см* из стали марки ШХ-15 при линейной скорости 263 *м/сек* хорошо работал во время испытаний во ВНИПП.

Сталь марки ШХ-15 для роторов подвергается термической обработке, поэтому предел ее текучести значителен, порядка 10 000 *кГ/см²*. Линейная скорость, при

которой будет превзойден предел текучести для такой стали (ротор «потечет»),

$$v=\sqrt{\frac{\sigma_s g}{\gamma}}=\sqrt{\frac{10000\cdot 981}{7,8\cdot 10^{-3}}}=3,55\cdot 10^4 \textit{ см/сек},$$

что подтверждено испытаниями малогабаритных турбин, проведенными инж. С. Н. Сидоровым в Институте физических проблем АН СССР [Л. VI-19].

Для электротехнических сталей марок Э41, Э31 предел текучести будет превышен при линейных скоростях $v=(252-212)$ *м/сек*, поскольку предел текучести этих сталей $\sigma_s=(42-36)$ *кГ/мм²*. Коэффициент запаса прочности $k_\sigma$ согласно уравнений (1-7), (1-8)

$$k_\sigma=\frac{\sigma_s g}{\gamma v^2}=\left(\frac{19}{D_2 n_{2y}}\right)^2\frac{g\sigma_s}{\gamma}. \tag{1-11}$$

После того как выбран с учетом вышеуказанных условий диаметр $D$, определяется активная длина двигателя $l_\delta$ по уравнению (1-6).

### г) Воздушный зазор

По механическим требованиям и по условиям технологии желателен возможно больший воздушный зазор $\delta$. Кроме того, в случае полузакрытых пазов статора при большем зазоре снижаются зубцовые гармоники в кривой поля. Однако при большом воздушном зазоре намагничивающий ток велик, а коэффициент мощности $\cos\varphi_{1н}$ мал.

При критической скорости вращения, превышающей скорость холостого хода, не возникают вибрации ротора и нет опасений задевания ротора за статор в процессе пуска. Поэтому в электрошпинделях ВНИПП воздушный зазор принят равным $\delta=(0,15-0,3)$ *мм*.

### д) Определение основных размеров двигателя с массивным стальным ротором

При проектировании двигателей с к. з. обмоткой в шихтованном роторе используются значения коэффициентов $\eta_н$, $\cos\varphi_н$ уже построенных машин. Опыт изготовления асинхронных машин с массивным ротором весьма мал; поэтому для проектирования их необходи-

либо непосредственно, либо вместе с несущим его приспособлением-спутником.

В период до 1970 г. предусматривается интенсивное развитие производства полуавтоматических и автоматических станочных линий.

Технологические процессы изготовления деталей на автоматических линиях строятся главным образом на основе концентрации операций. Это объясняется тем, что дифференциация технологического процесса затрудняет синхронизацию операций по штучному времени, снижает производительность линии и требует больших площадей для размещения оборудования. На агрегатных станках возможна концентрация операций путем применения многосторонней, многошпиндельной, многопозиционной обработки комбинированных инструментов.

Корпусные детали из различных материалов изготовляют в автоматизированном производстве на комплексных автоматических линиях, состоящих из агрегатных, специальных и специализированных станков и другого оборудования.

Номенклатура корпусных деталей, изготовляемых на автоматических линиях, за последнее время значительно расширилась. Дальнейшее совершенствование проектирования и производства автоматических линий с целью повышения их эффективности и расширения области применения требует приспособления их к особенностям современного машиностроения: частой смене объектов производства, необходимости расширения сферы автоматизации в направлении более широкого охвата изделий, изготовляемых в серийном производстве. Эти задачи могут быть решены путем создания быстропереналаживаемых многономенклатурных автоматических линий. В настоящее время совершенствуются многономенклатурные переналаживаемые автоматические линии для обработки однотипных деталей типа тел вращения — шариковых и роликовых подшипников, валов, зубчатых колес, фланцев, дисков, колец, гильз, втулок, поршней, клапанов, поршневых пальцев, метчиков, плашек и т. д. В эти линии встраивается не только оборудование для механической обработки, но также и оборудование для заготовительных операций, термической обработки, сборки, окраски, антикоррозийной обработки, упаковки. На этих линиях выполняются токарные, фрезерные, сверлильные, резьбонарезные, шлифовальные и другие операции.

В ближайшие годы в серийном машиностроительном производстве получат дальнейшее распространение автоматические линии, скомпонованные из станков с программным управлением и предназначенные для обработки деталей типа тел вращения и корпусных деталей.

*Глава I*

# ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ В АВТОМАТИЧЕСКОМ ЦИКЛЕ [1]

Проектирование технологического процесса обработки деталей для автоматизированного производства имеет некоторые особенности по сравнению с проектированием технологического процесса обработки деталей на универсальных станках с неавтоматическим циклом работы.

В зависимости от характера заготовки, конфигурации детали и расположения обрабатываемых поверхностей обработка может производиться без предварительной подготовки технологических баз или с предварительной подготовкой их до поступления детали на автоматическую линию.

На автоматической линии деталь может быть обработана полностью или частично.

Периоды обработки детали на каждой позиции (операции) автоматической линии регламентируются заданной производительностью (тактом) и должны быть, как правило, равны между собой.

Уравнивание времени обработки детали на всех позициях автоматической линии производится путем расчленения отдельных операций технологического процесса на ее элементы или объединения этих элементов.

Технологические возможности обработки деталей в автоматическом цикле следующие.

Силовые узлы автоматических линий позволяют производить центрование, сверление, рассверливание, цекование, зенкование, зенкерование, развертывание, раскатывание и растачивание отверстий, а с применением различных насадок — фрезерование плоскостей с прямой и круговой подачей, а также пазов и фасонных поверхностей, подрезание наружных и внутренних торцов, растачивание кольцевых канавок, обтачивание наружных поверхностей, нарезание и накатывание резьб и пр.

Технологический процесс может быть построен для обработки детали на данной позиции одним режущим инструментом или группой режущих инструментов с одновременной обработкой одной нлн нескольких поверхностей.

На автоматической линии можно одновременно обрабатывать одну деталь илн несколько деталей, в одном или в нескольких положениях, за одну или за несколько установок (переустановок). Измененне положения детали во время обработки должно осуществляться автоматически с помощью поворотных столов или автооператоров. Возможна и ручная переустановка детали.

Предупреждение повторения брака деталей в связи с поломкой сверл и метчиков малого диаметра может осуществляться автоматически при помощи электроконтактных, пневмоэлектроконтактных щупов, фотоэлектронных приборов и пр.

Очистка отверстий от стружки перед нарезанием резьбы, в целях предупреждения поломки метчиков и повышения качества резьбы, может производиться путем удаления струей охлаждающе-смазывающей жидкости, подаваемой под давлением, путем отсоса и пр.

Удаление стружки с детали, приспособления и из рабочей зоны столов во время работы автоматической линии должно производиться периодически путем смыва ее охлаждающе-смазывающей жидкостью (при обработке деталей из сталей и легких сплавов) или путем отсоса или стряхивания специальным устройством (при обработке деталей из чугуна).

Удаление стружки с приспособления и с детали в конце обработки производится в специальных закрытых моечных или

[1] См. сб. «Станки и автоматические линии из нормализованных узлов». Под ред. проф. В. В. Бойцова. НИАТ, 1961.

обдувочных камерах, а также путем отсоса или стряхивания.

Уборка стружки от каждого позиционного станка автоматической линии и от автоматической линии в целом должна производиться автоматически.

Смазка метчиков при нарезании резьбы в деталях из чугуна и других материалов в случае отсутствия централизованного охлаждения на автоматической линии должна производиться автоматически путем импульсной подачи охлаждающе-смазывающей жидкости перед началом каждого рабочего цикла.

Контроль диаметра отверстий, межцентровых расстояний между отверстиями, глубин и других технологических параметров обрабатываемой детали может производиться автоматически в процессе обработки детали с помощью электроконтактных и пневмоэлектроконтактных датчиков-калибров.

Основными этапами при разработке технологического процесса обработки детали в автоматическом цикле являются следующие:

1. Ознакомление с техническим заданием на проектирование нового оборудования.

2. Анализ существующего технологического процесса, применяемых режимов резания и конструкций режущего инструмента.

3. Определение содержания операций и размеров обработки, составление плана обработки детали в эскизах с указанием мест обработки, определение типа конструкций и расположения режущих инструментов по отношению к обрабатываемым поверхностям детали. План обработки детали составляется в соответствии с заданной производительностью проектируемого оборудования.

При определении содержания операций и составления плана обработки нужно проанализировать чертеж заготовки и детали и в случае необходимости разработать предложения по их усовершенствованию, направленные на получение наиболее надежных технологических баз, наилучших условий установки и крепления заготовки в приспособлении (спутнике), наименьших припусков и наибольшей технологичности обрабатываемой детали.

Кроме этого, необходимо проанализировать правильность простановки в чертежах исполнительных размеров и установить возможность получения на автоматической линии заданных размеров в соответствии с техническими требованиями чертежа.

Проставленные в чертежах размеры обрабатываемой детали должны быть непосредственно увязаны с технологическими базами установки детали в приспособлении. Обеспечение этого условия позволит расширить допуски при выполнении отдельных операций, упростить конструкцию приспособлений и позиционных станков, что сделает их наиболее надежными в эксплуатации, упростить наладку и техническое обслуживание автоматической линии, повысить стойкость режущего инструмента и т. д.

Усилие резания при обработке поверхностей детали с наибольшими припусками должно быть направлено в сторону жестких упоров приспособления.

4. Выбор оборудования и определение нормализованных узлов для проектируемого объекта (определение типа несущих элементов, столов и т. д.) производятся технологом в рекомендательном порядке, окончательный выбор узлов предоставляется конструктору.

5. Определение наименования режущего инструмента, его номинальных размеров, материала режущей части и потребного количества.

6. Определение принципиальных конструкций вспомогательного инструмента (например, патрон быстросменный, бесподиаладочный, плавающий и т. д.).

7. Определение состава и способа подачи охлаждающе-смазывающей жидкости.

8. Определение режимов резания: глубины резания (*t*, *мм*), ширины обработки (*b*, *мм*), подачи ($S_z$, *мм/зуб*; $S_0$, *мм/об*; $S_м$, *мм/мин*), числа оборотов (*n*, *об/мин*), скорости резания (*v*, *м/мин*), стойкости резания инструмента (*T*, *мин*), а также усилий резания (*P*, *кГ*), двойного крутящего момента ($2M_{кр}$, *кГм*) и эффективной мощности ($N_э$, *квт*) по каждой операции в отдельности.

9. Определение машинного, вспомогательного и оперативного времени. Определение стойкости режущих инструментов между переточками.

Расчет режимов резания для обработки деталей на автоматических линиях является одним из наиболее ответственных этапов в разработке технологического процесса и проектировании оборудования.

Режимы резания, установленные для обработки детали на автоматической линии, должны соответствовать предельно

допускаемому усилию подачи[1] и мощности силовых узлов и гарантировать работу режущих инструментов с заданной стойкостью между переточками. Стойкость режущего инструмента должна быть не менее одной рабочей смены, и только в отдельных случаях, как исключение, может быть допущена стойкость 0,5 смены.

В качестве исходных данных для расчета режимов резания могут служить действующие на предприятиях нормативы режимов резания. В зависимости от сложности технологической настройки, жесткости системы станок — приспособление — деталь — инструмент и напряженности режима резания рекомендуемые для обычных условий режимы резания могут быть понижены на 10—30%.

При весьма малой жесткости технологической системы (малая жесткость детали, недостаточная жесткость крепления, большой вылет режущего инструмента и др.) понижение нормативных скоростей резания должно быть более значительным.

Следует всегда иметь в виду, что чем меньше жесткость технологической системы, тем сильнее вибрация (колебание) в процессе резания, тем ниже стойкость и стабильность работы режущего инструмента и тем хуже качество обработанной поверхности.

Величина допустимого износа (критерий затупления) режущих инструментов при обработке деталей на автоматической линии должна быть примерно в 1,5—2 раза меньше рекомендуемой величины для режущих инструментов при обработке деталей на универсальном оборудовании. Величина износа зависит от напряженности режима резания и требований, предъявляемых к выполняемой операции.

При изменении величины износа, например, в 1,5—2 раза скорость резания для сохранения той же стойкости должна быть изменена примерно в 1,1—1,2 раза.

Исходными данными для расчета режимов резания и времени обработки детали на автоматической линии являются:

1. Производительность автоматической линии $Q$ штук деталей в час (задается техническим заданием).

2. Коэффициент использования автоматической линии, который учитывает потери времени на устранение возможных неполадок в работе механизмов, затраты времени на настройку и поднастройку режущих инструментов и пр.

[1] По слабому звену конструкции узла.

В зависимости от количества и сложности узлов автоматической линии, количества силовых узлов и режущих инструментов, сложности и трудоемкости настройки режущих и вспомогательных инструментов коэффициент использования $\eta$ может колебаться в пределах 0,9—0,6.

3. Такт работы автоматической линии $T$ (в *мин*) определяется в зависимости от заданной производительности и коэффициента использования по формуле

$$T = \frac{60\eta}{Q}. \qquad (1)$$

4. Вспомогательное время $T_{в}$ (в *мин*) зависит от конструктивных особенностей проектируемого оборудования. При обработке деталей на автоматических линиях в состав вспомогательного времени входит время фиксации и расфиксации деталей или спутников, зажима и отжима спутников и передвижения их с одной позиции на другую.

Длительность вспомогательного времени зависит от количества позиций и расстояний между ними, скорости движения транспортера и скорости срабатывания механизмов фиксации и зажима.

Уточнение вспомогательного времени производится по циклограмме работы механизмов, составляемой при разработке технического проекта автоматической линии.

5. Машинное время $T_{м}$ (в *мин*) включает в себя время ускоренного подвода режущего инструмента, время работы режущего инструмента при рабочей подаче и время ускоренного отвода режущего инструмента в исходное положение:

$$T_{м} = T - T_{в}. \qquad (2)$$

Время ускоренного подвода и отвода режущего инструмента $t_{м}$ (в *мин*) определяется по каждой операции в отдельности в зависимости от расстояния и скорости его перемещения.

Скорость ускоренного перемещения, а следовательно, и время перемещения для различных типов силовых головок различны. В тех случаях, когда режущий инструмент не препятствует передвижению детали со спутником (приспособлением) с одной позиции на другую, ускоренный подвод не обязателен.

6. Основное машинное время $T_{o}$ (в *мин*), расходуемое на непосредственное резание,

определяется по каждой операции в отдельности следующей зависимостью:

$$T_о = T_м - t_м. \qquad (3)$$

К исходным данным для расчета режимов резания и времени обработки также относятся способ получення заготовки и механические свойства материала детали, а также последовательность и размеры обработки, предусмотренные технологическим процессом.

## КОМПОНОВКА АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ

После того как разработан технологический маршрут и выбрано число позиций обработки, проектируемая система машин последовательного агрегатирования, осуществляющая заданный технологический процесс обработки, сборки, контроля и т. д., может быть выполнена в различных варнантах компоновки: а) поточные линии; б) автоматизированные линии; в) автоматические линии с гибкой межагрегатной связью; г) автоматические линии с жесткой межагрегатной связью.

В большинстве случаев задача определения оптимальной схемы компоновки линии может быть сведена к делению линии на участки. Если число участков $n$ в линии будет равно количеству агрегатов $q$ $(n = q)$, то получим линию с гибкой межагрегатной связью или поточную линию (в зависимости от типа накопнтелей), а еслн в линии будет один участок $(n = 1)$ — линию с жесткой межагрегатной связью. Варианты $(1 < n < q)$ будут промежуточными, т. е. получим автоматизированные линии.

Построение автоматических линий из эксплуатируемых на производстве станков в значительной степени ограничивает компоновочные возможности. Расположение и система транспортных и загрузочных устройств, превращающих обычные станки, полуавтоматы и автоматы в автоматическую линию, часто не могут быть выбраны наиболее простыми, так как это требует внесения изменений в конструкцию встраиваемых в автоматическую линию станков.

Практика построения автоматических линий из станков общего назначения показывает, что имеются и такие станки, которые могут быть встроены в линию без существенных переделок, например бесцентровошлифовальные станки, токарные полуавтоматы, шлифовальные и шевинговальные станки и др. Компоновка автоматических линий из станков и полуавтоматов общего назначения в основном сводится к дооборудованию указанных станков автооператорами и манипуляторами и объединению их в линии посредством проходящих вне агрегатов транспортных систем при сохранении прежнего характера распределения и режимов отдельных операций.

Компоновка автоматических линий из специально спроектированного оборудования дает большие возможности для выбора наиболее рационального варианта.

Автоматические линии для изготовления и обработки отдельных групп деталей имеют более или менее установившиеся компоновки [1].

Важнейшим параметром, определяющнм оптимальную схему компоновки автоматической линии, является надежность машин, входящих в линию, т. е. величина их собственных потерь.

Автоматические линии с жесткой связью имеют наименьшую стоимость н конструктивную простоту, но обладают мннимальной надежностью, так как неполадки любого механизма или инструмента иеизбежно вызывают простой всей линии. Автоматические линии с гибкой связью, обладающие максимальной надежностью, равной надежности одного станка, имеют самую высокую стоимость и конструктивную сложность. Таким образом, в общем случае максимальная надежность автоматнческой линии является столь же нерациональной, как и минимальная, н автоматические системы должны компоноваться из условий не максимальной, а оптимальной надежности.

Оптимальное число участков в линии $n_{опт}$ должно быть выбрано из условий максимальной производительности труда:

$$n_{опт} = \sqrt{\frac{Bq\,(1-\Delta)\,(k+N)\,q}{(k\alpha + Nm)(1 + Bq\Delta)}}, \qquad (4)$$

где $B$ — потери одного станка в линии (простои, отнесенные к единице времени бесперебойной работы линии); $q$ — число станков в линии; $k$ — коэффициент технического состава, характеризующий технический уровень линии — отношение стоимости линии к годовому фонду зарплаты обслуживающих рабочих для ис-

[1] См. А. П. Владзиевский. Автоматические линии в машиностроении. Машгиз, 1958.

ходного варианта (линии с жесткой связью); $\Delta$ — коэффициент межучасткового наложения потерь; $\alpha$ — относительная стоимость одного магазина-накопителя по сравнению со средней стоимостью станка в линии; $N$ — предполагаемый срок службы линии в годах; $m$ — норма обслуживания накопителей при отсутствии автоматической связи между участками линии.

Рассмотренная зависимость упрощается, если рассматривать два основных типа автоматических линий по виду накопителей:

1. Применение в качестве накопителей рольгангов, спецплощадок, оснащенных подъемно-транспортными устройствами, конвейеров-накопителей и т. д., которые имеют малую стоимость, но требуют для своего обслуживания дополнительных затрат ручного труда. Такие устройства применяются при отсутствии надежных конструкций автоматических магазинов-накопителей в линиях для обработки сложных корпусных изделий. Для таких линий $\alpha = 0$, $m > 0$.

Для линий с накопителями малой стоимости и дополнительными затратами живого труда

$$n_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{Bq}{Nm} \cdot \frac{(1-\Delta)(k+N)}{1+Bq\Delta} q}. \tag{5}$$

Величина собственных потерь станка является решающим фактором выбора числа участков в линии, поэтому тщательный анализ и численное определение ожидаемой надежности и долговечности станков приобретают особое значение.

Величина $\Delta$ оказывает сравнительно малое влияние.

2. Применение автоматических магазинов-накопителей, которые нередко имеют высокую стоимость, но не требуют дополнительных затрат труда. Для таких линий $\alpha > 0$, $m = 0$.

Если в линии второго типа число накопителей станет равным количеству станков, то получаем автоматическую линию с гибкой связью. Из общей формулы (4) легко получить частные значения $n_{\text{опт}}$ для обоих типов линий.

Для линий с автоматическими накопителями

$$n_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{Bq}{k\alpha} \cdot \frac{(1-\Delta)(k+N)}{1+Bq\Delta} q}. \tag{6}$$

На рис. I.1 приведены графики зависимости оптимального числа участков от $B$ и $\Delta$ для линий второго типа. Графики показывают, что в этом случае оптимальное число участков значительно увеличивается (так как $Nm > k\alpha$ практически всегда), поэтому для станков с коэффициентом

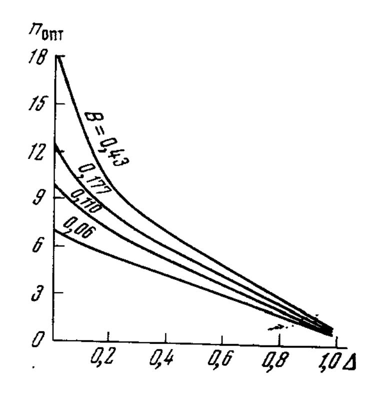



Рис. I.1. Зависимость оптимального числа участков в линии от степени компенсации потерь

использования $\eta = 0{,}65 \div 0{,}8$ ($B = 0{,}25 \div 0{,}54$) число участков в линии почти всегда целесообразно выбирать равным количеству станков в линии, т. е. компоновать линию только на базе гибкой межагрегатной связи.

Влияние $\Delta$ особенно значительно для линий с малой надежностью станков, входящих в линию.

Оптимальное число участков в автоматической линии зависит и от сроков службы оборудования. Для линий с более длительными сроками работы без остановки оптимальное число накопителей в линии может быть увеличено.

В некотором диапазоне изменение числа участков в линии не оказывает существенного влияния на рост производительности труда. Это позволяет варьировать число участков, располагая накопители на границах технологических участков, что обеспечивает минимальное число перебазировки изделий в процессе обработки, конструктивную простоту и надежность работы линии.

Поэтому важнейшей задачей является не только определение наивыгоднейшего числа участков, но и возможного диапазона их выбора.

## ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ

Под производительностью автоматической линии следует понимать производительность любого станка в данной линии с учетом как собственных, так и дополнительных потерь.

При включении рабочих машин в технологическую цепочку с любой схемой компоновки автоматической линии производительность всех машин неизбежно уравнивается.

Обобщенная зависимость производительности будет:

$$Q = \frac{K}{Kt_{\text{х}} + K\left(t_{\text{п}} \frac{q}{n} + t_{\text{м.н}}\right) L}, \quad (7)$$

где

$$L = [1 + \Delta (n - 1)] + 1.$$

Эта формула охватывает все возможные варианты компоновки технологических систем машин.

Здесь $K$ — технологическая производительность, характеризующая возможности технологического процесса, положенного в основу машины; $t_{\text{х}}$ — время холостых ходов цикла обработки (цикловые потери); $t_{\text{п}} = t_e + \Sigma C_i$ представляет собой полные собственные внецикловые потери, т. е. простои, отнесенные на одно изготовленное изделие; $t_e$ — потери на ремонт и регулировку механизмов машины; $\Sigma C_i$ — потери на смену и регулировку инструмента; $q$ — количество жестко сблокированных в автоматической линии машин; $t_{\text{м. н}}$ — потери на подналадку магазинов-накопителей; $n$ — число участков в линии, между которыми находятся заделы-накопители; $\omega = [1 + \Delta(n-1)]$ — коэффициент возрастания внецикловых потерь, учитывающий влияние соседних станков и участков. Коэффициент возрастания внецикловых потерь зависит в первую очередь от недостаточной емкости межоперационных заделов-накопителей.

Практика показывает, что даже в поточных линиях создание гарантированных заделов-накопителей возможно только для сравнительно небольших изделий, которые можно складывать возле станков (кольца подшипников, шестерни и т. д.). При обработке крупных корпусных изделий, например блока цилиндров, дополнительные потери неизбежны даже в тех случаях, когда общая величина собственных потерь станков или участков линии одинакова.

Полное решение задачи определения коэффициента возрастания внецикловых потерь может быть дано с помощью методов теории вероятностей, так как простои различных машин являются случайными величинами.

В простейших случаях, когда линия разделена на участки по принципу равных потерь, а цикл работы всех участков одинаков, задача может быть решена обычными методами.

$\Delta$ — коэффициент межучасткового наложения потерь. Это означает, что вследствие недостаточной емкости накопитель способен компенсировать лишь часть потерь соседнего участка.

Величина $\Delta$ зависит от емкости накопителя. Если накопитель большой емкости полностью компенсирует потери, то $\Delta = 0$, при отсутствии накопителя $\Delta = 1$.

Величина $\omega$ одинакова для всех участков линии, хотя вид дополнительных потерь зависит от места расположения участка в линии. Так, участки, расположенные в начале линии, будут иметь возрастание потерь главным образом из-за переполнения накопителей, а участки в конце линии — из-за отсутствия заготовок в накопителях.

Фактическое влияние обоих видов дополнительных потерь различно. Так, если отсутствие заготовок в накопителях неизбежно вызывает простои всех последующих станков и участков, то переполнение накопителей приводит к простоям предыдущих станков.

Очевидно, в производственных условиях оказывается более рациональным в отдельные моменты создавать и расходовать заделы вручную при переполнении накопителей, чем останавливать станки. Такой метод позволяет при незначительных добавочных затратах ручного труда значительно сократить дополнительные потери и повысить производительность автоматических и поточных линий.

Все возможные значения производительности технологической системы машин лежат между $Q_{\text{III}}$ (рис. I.2) — производительностью поточной линии с гарантированными заделами-накопителями, и $Q_{\text{I}}$ — производительностью автоматической линии с жесткой межагрегатной связью.

Для поточной линии с гарантированными заделами $n = q$, $\Delta = 0$, следовательно, $\omega = 1$.

Подставляя эти значения в обобщенную формулу (7), получим формулу производительности поточной линии

$$Q_{III} = \frac{K}{Kt_x + Kt_п + 1}. \qquad (8)$$

Для автоматической линии с гибкой межагрегатной связью $n = q$, $\Delta > 0$, $\omega > 1$.

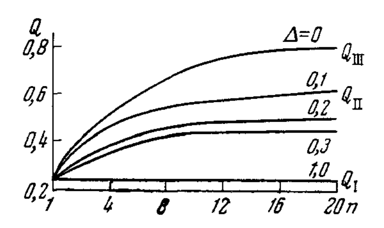



Рис. I.2. Зависимость производительности линии от числа участков и степени компенсации потерь

Подставляя эти значения в формулу (7), получим формулу производительности автоматической линии с гибкой связью

$$Q_{II} = \frac{K}{Kt_x + Kt_п\,[1 + \Delta\,(n - 1)] + 1}. \qquad (9)$$

В линиях с жесткой межагрегатной связью с делением на участки при условии существования гарантированных заделов-накопителей на границах участков получим $1 < n < q$, $\Delta = 0$.

Подставляя полученные значения в формулу (7), имеем

$$Q_I = \frac{K}{Kt_x + Kt_п\,\frac{q}{n} + 1}. \qquad (10)$$

В линиях с жесткой межагрегатной связью при отсутствии промежуточных заделов-накопителей потери соседних станков и участков полностью накладываются друг на друга. В этом случае $\Delta = 1$ и формула производительности получает вид

$$Q_N = \frac{K}{Kt_x + Kt_м q + 1}. \qquad (11)$$

Формула является справедливой для отдельных участков и линий, которые конструктивно выполнены в виде нескольких участков ($1 < n < q$), но без промежуточных накопителей.

Следует отметить, что в таких линиях, несмотря на формальное наличие жесткой межагрегатной связи и отсутствие заделов, коэффициент межучасткового наложения может быть меньше единицы. Это происходит, например, при планово-предупредительной смене инструмента, которая производится одновременно на всех участках, в результате чего большая часть простоев по инструменту совмещается по времени.

## КОЭФФИЦИЕНТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ

Важнейшим показателем, характеризующим эксплуатационную надежность автоматической линии, является коэффициент использования

$$\eta_{а.л} = \frac{\theta_р}{\theta} = \frac{\theta_р}{\theta_р + \Sigma\theta_п} = \frac{1}{1 + \frac{\Sigma\theta_п}{\theta_р}}, \qquad (12)$$

где $\theta$ — фоид рабочего времени линии за некоторый период времени; $\theta_р$ — общее время работы линии за данный период; $\Sigma\theta_п$ — общее время простоев линии.

Коэффициент $\eta_{а.л}$ принято выражать через потери. При этом следует учитывать, что $\theta_р = ZT$, где $Z$ — число изделий, изготовленных за данный промежуток времени; $T$ — такт работы линии.

Подставляя значение $\theta_р$ в формулу (12), получим

$$\eta_{а.л} = \frac{1}{1 + \frac{\Sigma\theta_п}{Z \cdot T}}. \qquad (13)$$

Потери можно выражать двумя способами, относя их либо к одному изготовленному изделию, либо к единице времени бесперебойной работы линии. В первом случае формула коэффициента использования получает вид

$$\eta_{а.л} = \frac{1}{1 + \frac{\Sigma t_п}{T}}, \qquad (14)$$

во втором случае

$$\eta_{а.л} = \frac{1}{1 + \Sigma B}. \qquad (15)$$

применять открытые пазы (рис. 1-12,ж), выполненные путем фрезерования массивного стального ротора. В пазы помещают предварительно заготовленные стержни 2 или заливают их проводниковым материалом под давлением. Затем пазы закрывают пластинами 3 из немагнитной стали, привариваемыми к зубцам массива 1 ротора. После этого поверхность сплошного ротора обрабатывается и шлифуется.

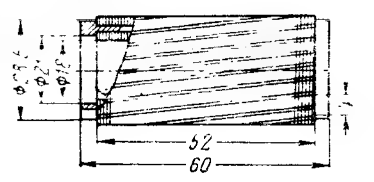



Рис. 1-14. Пакет ротора.

## 1-5. КОЭФФИЦИЕНТ СКОСА ПАЗОВ

Сверхвысокоскоростные асинхронные двигатели, как правило, строят двух- и иногда четырехполюсными. Поскольку в двухполюсных асинхронных машинах не удовлетворяются одновременно уравнения (1-25) и (1-28), т. е. нет идеального соотношения чисел пазов, то в таких двигателях делается скос пазов на роторе или статоре с целью уменьшения шума и снижения паразитных моментов.

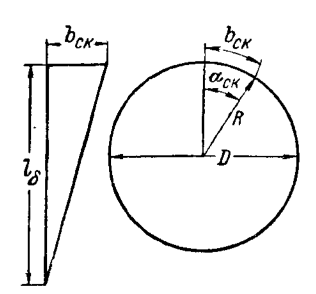



Рис. 1-15. К определению коэффициента скоса.

Коэффициент скоса паза ротора по отношению к ν-й гармонике н. с. статора равен [Л. III-14]:

$$k_{ск\nu} = \frac{2\sin(\nu 0{,}5\alpha_{ск})}{\nu\alpha_{ск}}, \qquad (1\text{-}30)$$

где

$$\alpha_{ск} = \frac{180}{\tau} b_{ск} = \frac{360 p b_{ск}}{\pi D}, \text{ эл. град}, \qquad (1\text{-}31)$$

$b_{ск}$ — скос паза по дуге окружности (рис. 1-15). Учитывая, что угол между соседними пазами ротора равен:

$$\alpha_э = \frac{2\pi}{z_2} p, \text{ эл. град}. \qquad (1\text{-}32)$$

и скос паза в долях зубцового деления ротора равен:

$$\frac{b_{ск}}{t_{z2}}, \qquad (1\text{-}33)$$

где

$$t_{z2}=\frac{\pi D}{z_2}, \qquad (1\text{-}34)$$

угол $\alpha_{ск}$ можно выразить через угол $\alpha_э$:

$$\alpha_{ск}=\alpha_э\frac{b_{ск}}{t_{z2}}. \qquad (1\text{-}35)$$

Следует отметить, что ввиду контакта стержней к. з. обмотки ротора со сталью пакета в стали ротора возникают токи, которые снижают эффективность скоса пазов.

## 1-6. ОБМОТКИ СТАТОРА И РОТОРА

### а) Обмотка статора

Сверхвысокоскоростные электрошпиндели строят, как упоминалось выше, преимущественно трехфазными.

Пазы на статоре в них иногда выполняют закрытыми (рис. 1-13,*в*) для уменьшения потерь трения от завихрений воздуха, а также для уменьшения зубцовых гармоник в кривой поля и снижения шума. В этом случае обмотка статора изготавливается в протяжку. Закрытые пазы на статоре применяют редко в связи со сложностью технологического процесса и недоиспользованием электродвигателя.

При полузакрытых пазах уменьшение зубцовых гармоник, потерь на трение от завихрения воздуха, шумов достигается путем скоса пазов, подбором материала и формы клина для паза статора. При полузакрытых пазах статора получается меньшим индуктивное сопротивление рассеяния первичной обмотки, чем при закрытых пазах, и значительно упрощается укладка обмотки в пазы. Поэтому в настоящее время электрошпиндели изготовляют с полузакрытыми пазами на статоре; шлицы пазов после намотки следует закрывать специальными клиньями или замазывать специальной немагнитной пластмассой с высокой диэлектрической и механической прочностью.

Электрошпиндели имеют сравнительно небольшой диаметр расточки статора, при котором несколько затруднена укладка обмотки.

Обмотка статора выполняется или однослойной или двухслойной; трудоемкость изготовления в обоих слу-

чаях почти одинакова. Однако лобовые части обмотки получаются более компактными в двухслойной обмотке. Кроме того, двухслойная обмотка может быть выполнена с укороченным шагом, что приводит к лучшей кривой распределения н. с. обмотки, а следовательно, и поля.

Поскольку сверхвысокоскоростные двигатели строят в большинстве случаев двухполюсными, вылет лобовых частей при малом внутреннем диаметре получается сравнительно большим; из-за этого увеличивается расстояние между опорами, уменьшается жесткость вала, снижается значение критической скорости. В крупном турбогенераторостроении применяют обмотки, ширина секций которых равна:

$$y \approx 0{,}5\tau.$$

В рассматриваемых микродвигателях при такой ширине секций уменьшается обмоточный коэффициент, увеличивается число витков в фазе обмотки, в результате чего объем, занятый проводниками в лобовой части, мало изменяется, несмотря на сокращение ширины секции. Поэтому такое укорочение шага обмотки для таких двигателей нецелесообразно. В них следует выбирать шаг обмотки около $0{,}8\tau$.

В сверхвысокоскоростных микродвигателях удается расположить 12 пазов на статоре и выполнить обмотку статора с числом пазов на полюс и фазу $q=2$ или однослойной (рис. 1-16,*а*), или двухслойной (рис. 1-16,*б*). В более мощных электродвигателях, например при $z_1=24$, обмотка статора имеет $q=4$ и может быть выполнена двухслойной с двумя параллельными ветвями (рис. 1-16,*в*).

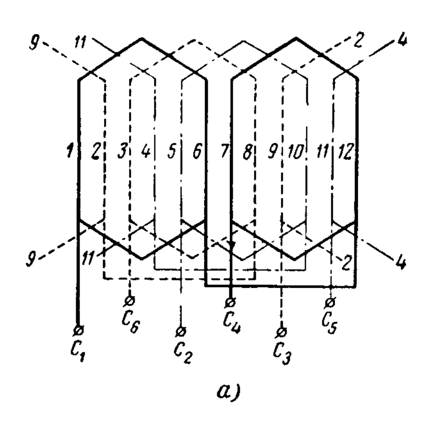
### б) Обмотка ротора

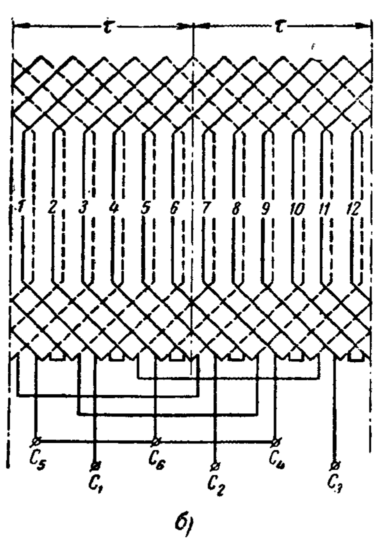
Обмотку ротора сверхвысокоскоростных двигателей, как было указано, следует выполнять в виде короткозамкнутой (к. з.) обмотки типа «беличьего колеса».

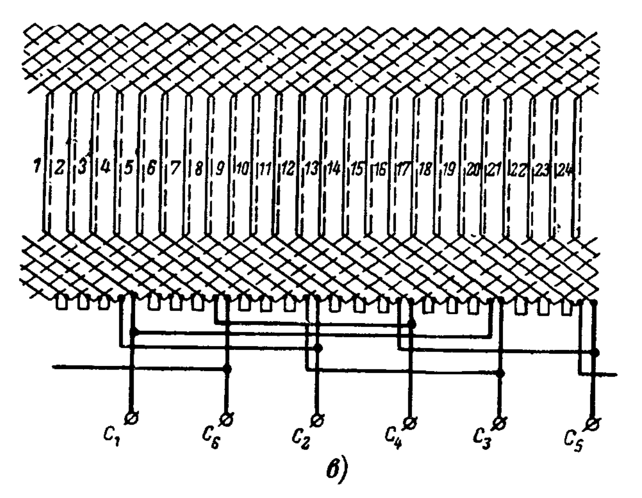
При сравнительно небольших линейных скоростях $v<100$ *м/сек* можно делать полузакрытые пазы на роторе с увеличенной толщиной «усиков» $h_4$. В этом случае получаются все же меньшие индуктивные сопротивления рассеяния по сравнению с закрытым пазом, электродвигатель использован лучше и обладает улучшенными электромеханическими характеристиками.

Рис. 1-16. Обмотки статоров трехфазных сверхвысокоскоростных электрошпинделей.

*а* — однослойная; *б* — двухслойная с одной параллельной ветвью; *в* — двухслойная с двумя параллельными ветвями.



Индуктивное сопротивление рассеяния $x_2$ обмотки при полузакрытом пазе ротора пропорционально отношению $h_4/a_2$ (рис. 1-12,б).

При больших линейных скоростях ротора с полузакрытыми пазами под действием больших центробежных сил могут отогнуться «усики» зубца или произойти выпучивание обмотки ротора. Поэтому при скорости $v>100$ *м/сек* более надежным в прочностном отношении оказывается ротор с закрытыми пазами (рис. 1-12). По механическим прочностным условиям желательно расположить обмотку как можно глубже в роторе. Однако, чем глубже расположена обмотка в закрытом пазе ротора, т. е. чем больше толщина стального мостика над пазом ротора, тем меньшая часть основного магнитного потока с ней связана и тем меньше вращающий момент двигателя.

Во всех построенных электрошпинделях, разработанных ВНИПП, пазы на роторе выполнены закрытыми с толщиной стального мостика $h_4=(0,5—0,3)$ *мм*. Такая толщина мостика оказывается достаточной по прочностным условиям.

## 1-7. ОСНОВНЫЕ ТЕХНИЧЕСКИЕ ДАННЫЕ ПОСТРОЕННЫХ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОШПИНДЕЛЕЙ

### а) Выбор мощности и скорости вращения электрошпинделя при его проектировании

При проектировании электрошпинделя прежде всего необходимо знать его мощность и скорость вращения. Мощность электрошпинделя определяется диаметром обрабатываемого кольца подшипника, толщиной снимаемого слоя, величиной подачи, скоростью шлифования. На основании данных эксплуатации электрошпинделей на операциях шлифования построена кривая, связывающая мощность электрошпинделя с диаметром $d_{от}$ обрабатываемых колец (рис. 1-17). Большие (верхние) значения мощности, учитывающие требования станкостроителей и шлифовальщиков, являются несколько завышенными. В действительности вполне достаточны мощности электрошпинделей, соответствующие нижней кривой.

При выборе скорости вращения электрошпинделя исходят из того, что чистовое шлифование наилучшим образом осуществляется при линейной скорости шлифовального круга $v=(25—50)$ *м/сек*.

Следовательно, чем меньше диаметр обрабатываемого кольца подшипника, тем больше должна быть скорость вращения электрошпинделя. На рис. 1-17 пред-

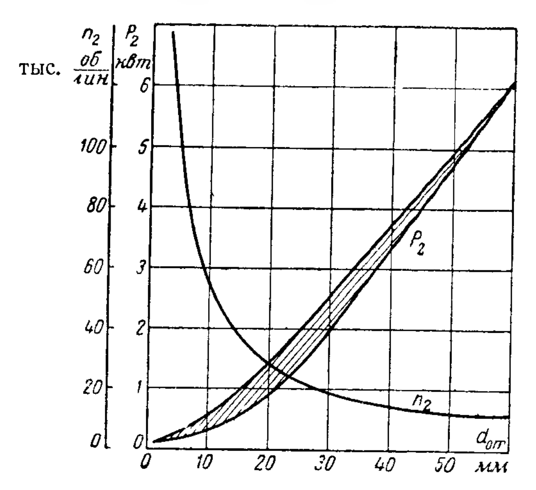



Рис. 1-17. Выбор мощности электрошпинделя $P_2=f(d_{от})$ и его скорости вращения $n_2=f(d_{от})$ в зависимости от диаметров шлифуемых колец.

ставлена зависимость скорости вращения ротора электрошпинделя от диаметра $d_{от}$ шлифуемых колец подшипников для линейной скорости шлифовального круга $v=30$ *м/сек*.

Согласно ГОСТ 6697-58 установки переменного тока, предназначенные для работы в диапазоне частот до 10 тыс. *гц*, должны изготовляться на следующие номинальные частоты: 400, 500, 600, 800, 1 000, 1 200, 1 600, 2 400, 4 800, 8 000, 9 600 *гц*. Скорость вращения $n_1$ поля электродвигателя, предварительно выбранная по рис. 1-17 в зависимости от диаметра шлифования колец, уточняется по частоте тока согласно приведенной шкале частот.

### б) Технические данные изготовленных электрошпинделей

Принятое буквенное обозначение электрошпинделя состоит из букв ЭШ, что означает электродвигатель шлифовальный, и дроби, числитель которой представляет собой скорость вращения $n_1$, тыс. *об/мин*, а знаменатель — мощность $P_{2п}$, *квт*. Например, электрошпиндель на 120 тыс. *об/мин*, мощностью 100 *вт* будет обозначаться ЭШ 120/0,1.

Сверхвысокоскоростные асинхронные электрошпиндели ВНИПП со скоростью вращения от 12 до 150 тыс. *об/мин* в настоящее время внедрены на подшипниковых заводах Советского Союза. Технические данные для некоторых из них приведены в табл. 1-3.

Таблица 1-3

**Некоторые технические данные электрошпинделей ВНИПП**
($U_{1н} = 220$ *в*; $m_1 = 3$; $2p = 2$)

| Тип электрошпинделя | $P_{2п}$, *квт* | $n_1$, тыс. *об/мин* | $f_1$, *гц* | $D$, *см* | $v_1$, *м/сек* | $d^*_ц$, *мм* | $d_{от}$, *мм* |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ЭШ-12 5 | 5 | 12 | 200 | 7 | 44 | 25 | 60—80 |
| ЭШ-18 3,5 | 3,5 | 18 | 300 | 7 | 66 | 25 | 40—60 |
| ЭШ-24/2 | 2 | 24 | 400 | 7 | 88 | 17 | 20—40 |
| ЭШ-36 2 | 2 | 36 | 600 | 7 | 132 | 17 | 15—25 |
| ЭШ-48 0,8 | 0,8 | 48 | 800 | 3,1 | 78 | 12 | 8—15 |
| ЭШ-60 0,05 | 0,05 | 60 | 1 000 | 3,1 | 97,5 | 12 | 6—12 |
| ЭШ-72 0,4 | 0,5 | 72 | 1 200 | 3,1 | 117 | 9 | 4—10 |
| ЭШ-96/0,2 | 0,2 | 96 | 1 600 | 2,5 | 125,5 | 9 | 3—8 |
| ЭШ-120/0,1 | 0,1 | 120 | 2 000 | 2,5 | 157 | 7 | 2—6 |
| ЭШ-120—144 | 0,1 | 120—144 | 2 000—2 400 | 2,5 | 157—188 | 7 | 1—4 |
| ЭШ-120—144 | 0,2 | 120—144 | 2 000—2 400 | 2,5 | 157—188 | 6 | 1—4 |

* Диаметр цапфы вала шпинделя.

Двигатели имеют закрытую конструкцию и водяное охлаждение. Подробнее о их конструкции будет сказано ниже в гл. 5.

Московский завод электронасосов выпускает серийно трехфазные электрошпиндели, основные данные которых приведены в табл. 1-4.

Сверхвысокоскоростные асинхронные электрошпиндели строят американские и европейские фирмы.

Таблица 1-4

**Некоторые технические данные электрошпинделей Московского завода электронасосов**

| Тип электрошпинделя | $^{*}P_{2н}$, *квт* | $n_1$, тыс. *об/мин* | $f_1$, *гц* | $d_ц$, *мм* |
|---|---|---|---|---|
| Э-18/2 | 2 | 18 | 300 | 25 |
| Э-24/2 | 2 | 24 | 400 | 25 |
| Э-24/1 | 1 | 24 | 400 | 17 |
| Э-36/1 | 1 | 36 | 600 | 17 |
| Э-36/0,6 | 0,6 | 36 | 600 | 12 |
| Э-48/0,8 | 0,8 | 48 | 800 | 12 |

В табл. 1-5 приведены паспортные данные электрошпинделей итальянской фирмы Гамфиор (Gamfior).

Фирма в паспортах электрошпинделей приводит значения потребляемой мощности и не указывает значения полезной мощности на валу. Возможно, что это делается с целью сочетания потребляемой двигателем мощности с мощностью генератора.

Таблица 1-5

**Некоторые технические данные электрошпинделей фирмы Гамфиор ($2p = 2$; $m_1 = 2$)**

| $n_1$, тыс. *об/мин* | $f_1$, *гц* | $P_1$, *вт* | $U_1$, *в* | $I_1$, *а* | $I_{1к}$*, *а* |
|---|---|---|---|---|---|
| 150/120 | 2 500/2 000 | 460/370 | 191/153 | 1,6 | |
| 120 | 2 000 | 420 | 145 | 1,2 | 3,6 |
| 90 | 1 500 | 550 | 108 | 2,2 | 6,5 |
| 60 | 1 000 | 700 | 72 | 3,8 | 11,5 |
| 45 | 750 | 1 200 | 54 | 9 | 27 |

* Ток короткого замыкания электрошпинделя.

В СССР в паспорте микродвигателей на 50 *гц*, применяемых в бытовых приборах, указывается потребляемая ими мощность. Для серийных машин общепромышленного применения согласно ГОСТ 183-55 на щитке двигателя указывается номинальная мощность на его валу. Это особенно важно для сверхвысокоскоростных микродвигателей, полезная мощность которых сравнительно мала, а потери на трение при весьма больших

скоростях соизмеримы с полезной номинальной мощностью на валу.

Основные размеры электрошпинделей Гамфиор с водяным охлаждением приведены в табл. 1-6.

Таблица 1-6

**Основные размеры электрошпинделей фирмы Гамфиор, *мм***

| Тип электрошпинделя | $l_2^{**}$ | $D_2$ | $D_m^*$ | $d_ц$ |
|---|---|---|---|---|
| ЭШ-150/120 | 18 | 14 | | 5 |
| ЭШ-120 | 15 | 22 | 48 | 8 |
| ЭШ-90 | 25 | 22 | 48 | 8 |
| ЭШ-60 | 35 | 25 | 52 | 14 |
| ЭШ-45 | 50 | 30 | 60 | 12 |
| ЭШ-60/96 | 26 | 21,6 | 47,5 | 9 |
| ЭШ-85/60 | 32 | 30 | | |

* Внешний диаметр пакета статора.

** Длина пакета ротора с торцовыми кольцами.

Из этой таблицы следует, что при скорости вращения $n=150/120$ тыс. *об/мин* диаметр ротора равен $D_2=22$ *м*. При указанном диаметре линейная скорость на периферии ротора $v=173/138$ *м/сек*.

Фирма Брайянт (Bryant, США), согласно каталогу выпускает трехфазные электрошпиндели для автоматического внутришлифовального станка; значения скорости и мощности этих шпинделей указаны в табл. 1-7.

Таблица 1-7

**Некоторые технические данные электрошпинделей фирмы Брайянт**

| $2p$ | $n_1$, тыс. *об мин* | $P_1$, *вт* | $f_1$, *гц* | $U_1$, *в* |
|---|---|---|---|---|
| 4 | 45—75 | 700 | 1 500—2 500 | 115—190 |
| 2 | 90—150 | 350 | 1 500—2 500 | 115—190 |

Конструкции указанных электрошпинделей рассматриваются в гл. 5.

## 1-8. ПРИМЕР ВЫБОРА ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ НАГРУЗОК СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНОГО ЭЛЕКТРОШПИНДЕЛЯ

Рассмотрим в качестве примера выбор электрошпинделя, предназначенного для чистового шлифования колец диаметром 2—4 *мм*. По кривой рис. 1-17 выбираем скорость вращения ротора электрошпинделя равной 120—144 тыс. *об/мин*. Мощность на валу двигателя должна быть 50—100 *вт* (рис. 1-17); учитывая возможность обработки колец большего диаметра, при расчетах принимаем мощность на валу электрошпинделя 100 и 250 *вт*, т. е. рассматриваем два варианта по мощности и электромагнитным нагрузкам при одних и тех же основных размерах.

### а) Выбор диаметра и материала ротора

Чем больше жесткость электрошпинделя, тем лучше осуществляется шлифование. Поэтому спроектируем электрошпиндель с критической скоростью, превышающей номинальную скорость вращения при холостом ходе. При этом диаметр ротора следует выбрать возможно большим, а расстояние между опорами по возможности малым. Принимаем диаметр ротора $D_2=24{,}6$ *мм*. Линейная скорость ротора $v_2=155—185$ *м/сек*. Наилучшие рабочие свойства имеет двигатель с к. з. обмоткой в шихтованном пакете ротора. Для пакета ротора выбираем сталь марки Э41 с наибольшим из электротехнических сталей процентным содержанием кремния и пределом текучести ($\sigma_s=46$ *кГ/мм*$^2$). Толщину листа пакета ротора выбираем равной $\Delta_c=0{,}35$ *мм*. При скорости вращения ротора $n_2=120$ тыс. *об/мин* коэффициент запаса прочности по пределу текучести для стали Э41 составляет 2,4, а при скорости 144 тыс. *об/мин* 1,75. В качестве материала для обмотки ротора в соответствии с технологией ВНИПП выбираем латунь Л62, а по условиям технологии завода-изготовителя, на котором имеется машина для литья под давлением,— алюминиевый сплав.

Коэффициенты запаса прочности $k_т$ по пределу текучести алюминиевой ($\sigma_s=15$ *кГ/мм*$^2$) обмотки для указанных скоростей равны соответственно 2,28 и 1,58, что допустимо.

### б) Выбор чисел пазов ротора и статора

В электрошпинделе на $(120—144)10^3$ *об/мин* принимаем по механическим условиям закрытые пазы на роторе. Поэтому выбор соотношения чисел пазов упрощается. На статоре данной машины можно разместить 12 пазов и выполнить трехфазную обмотку с $q=2$. На роторе, исходя из приведенных выше рекомендаций по выбору числа пазов можно принять $z_2=8$; 10; 16. При латунной обмотке на роторе выбираем $z_2=10$, диаметр стержня 2,5 *мм*.

Для роторной обмотки из алюминия, исходя из имеющейся технологической оснастки завода-изготовителя, принимаем $z_2=15$, диаметр стержня 2,8 *мм*, который по механическим условиям является предельным, так как наименьшая ширина зубца ротора в этом случае составляет 1,7 *мм*. При заливке пазов ротора алюминием предусматривают скос закрытых пазов ротора на одно зубцовое деление статора. Толщину «мостика» (перекрытия) над стержнем выбираем равной 0,5 и 0,3 *мм* для каждого из вариантов двигателя.

## в) Выбор магнитных и электрических нагрузок

Для определения объема активной части машины необходимо выбрать магнитные и электрические нагрузки. С магнитными нагрузками связаны потери в стали. Рекомендации по выбору магнитных нагрузок высокочастотных микромашин в технической литературе не имеется. На основании имеющегося опыта отдела электрошпинделей ВНИПП можно в данной машине выбрать индукцию в воздушном зазоре $B_\delta = (2\,500-3\,500)$ *гс*, а индукцию в стали — $B_c = (7\,500-10\,000)$ *гс*. По эксплуатационным данным сверхвысокоскоростных электрошпинделей можно принять к. п. д. $\eta = (0{,}30-0{,}45)$, а коэффициент мощности $\cos\varphi_1 = (0{,}6-0{,}65)$. Линейная нагрузка может быть порядка $A = (100-115)$ *а/см*. Приведенные величины соответствуют мощностям 100—250 *вт*.

В трехфазном исполнении получаются лучшие характеристики и использование электрошпинделя, чем в двухфазном; поэтому и принято трехфазное исполнение. Напряжение на обмотке статора, соединенной в звезду, составляет 220 *в*, частота $f_1 = 2\,400$ *гц*.

Активная длина электрошпинделя равна $l_\delta = 20$ *мм* при внутреннем диаметре $D = 25$ *мм*. Воздушный зазор по условиям технологии изготовления и работы двигателя принят равным $\delta = 0{,}2$ *мм*.

Число витков в фазе обмотки статора при большем значении индукции в воздушном зазоре $w_1 = 60$; для меньшего значения индукции $w_1 = 80$.

В результате расчета получаются следующие величины для двух вариантов двигателя (табл. 1-8).

Таблица 1-8

| Вариант | | 1 | 2 |
|---|---|---|---|
| $P_{2н}$ | *вт* | 250 | 100 |
| $B_\delta$ | *гс* | 3 600 | 2 700 |
| $w_1$ | | 60 | 80 |
| $I_{1н}$ | *а* | 2,34 | 1,5 |
| $A$ | *а см* | 108 | 92 |
| $d_э$ | *мм* | 0,35 | 0,27 |

Эффективный проводник обмотки статора состоит из двух элементарных диаметром $d_э$. Марка провода ПЭВ-2.

Плотность тока в медной обмотке статора 14,2 *а/мм*$^2$. Плотность в алюминиевых стержнях ротора 8,1 *а/мм*$^2$. Плотность тока в алюминиевом кольце обмотки ротора 6,9 *а/мм*$^2$ (при площади кольца $4 \times 4 = 16$ *мм*$^2$).

Из приведенных данных видно, что использование активных материалов в электрошпинделе получается весьма высоким, что возможно только при водяном охлаждении.

### г) Пакет статора. Значения магнитной индукции

С целью получения наименьших потерь в стали рассматриваемого высокочастотного микродвигателя для пакета статора выбрана электротехническая сталь марки Э44 толщиной $\Delta_c = 0{,}2$ *мм*. Коэффициент заполнения паза равен 0,34.

В табл. 1-9 приведены значения индукций и размеры отдельных элементов пакетов статора.

Таблица 1-9

| | Наименование | Размерность | Вариант ВНИИПП | | Вариант завода | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Статор | Диаметр внутренний $D$ | *мм* | 24,2 | | 25 | |
| | Диаметр внешний $D_m$ | *мм* | 53 | | 50 | |
| | Ширина зубца $b_{z1}$ | *мм* | 2,8 | | 5,7 | |
| | Высота спинки $h_{j1}$ | *мм* | 7 | | 5,5 | |
| | Число витков в фазе $w_1$ | — | 60 | 80 | 60 | 80 |
| Магнитная индукция | В воздушном зазоре $B_\delta$ | *гс* | 3 600 | 2 700 | 3 600 | 2 700 |
| | В спинке статора $B_{j1}$ | *гс* | 8 000 | 6 000 | 10 200 | 7 650 |
| | В зубце статора $B_{z1}$ | *гс* | 9 450 | 7 100 | 9 750 | 7 300 |
| | В наименьшем сечении зубца ротора $B_{z2}$ | *гс* | 5 100 | 3 820 | 7 750 | 5 800 |

*ГЛАВА ВТОРАЯ*

# ПАРАМЕТРЫ И СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ РОТОРАХ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

## 2-1. РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### а) Основные явления в массивном стальном роторе

Рассмотрим явления, происходящие в массивном стальном роторе, и выясним закон изменения плотности тока в нем.

Задача определения плотности тока в массивном роторе решается при определенных допущениях: рас-

сматривается основная гармоника кривой распределения индукции; токи в роторе принимаются аксиально направленными; влияние торцов ротора учитывается при расчете сопротивлений; магнитная проницаемость считается постоянной (ее изменение учитывается впоследствии). Кроме того, пренебрегают потерями на гистерезис, учет которых может быть сделан в дальнейшем.

Связь между плотностью тока $\dot{J}$, напряженностью магнитного поля $\dot{H}$, индукцией $\dot{B}$ и напряженностью электрического поля $\dot{E}$ дают уравнения Максвелла:

$$\operatorname{rot} \dot{H} = \dot{J};$$

$$\operatorname{rot} \dot{E} = -\frac{\partial \dot{B}}{\partial t} = -\mu \frac{\partial \dot{H}}{\partial t}; \tag{2-1}$$

$$\dot{E} = \dot{J}\rho.$$

В результате решения поставленной задачи в декартовой системе координат [ось $Y$ направлена радиально в массив ротора, ось $X$ — тангенциально, ось $Z$ — вдоль оси ротора (рис. 2-1)], получается следующее уравнение для изменения амплитудного значения плотности тока [Л. II-6] по направлению в глубь ротора:

$$\dot{J} = \dot{J}_{m0} e^{-(1+j)\lambda y}, \tag{2-2}$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{\gamma \mu \omega}{2}}, \tag{2-3}$$

$$\dot{J}_{m0} = \gamma \dot{B}_{m0} v, \tag{2-4}$$

$\dot{J}_{m0}$ — амплитуда плотности тока в элементе объема, ближайшем к поверхности ротора (в дальнейшем будем называть „амплитуда плотности тока у поверхности ротора“);

$v = 2\tau f_2$ — линейная скорость скольжения ротора;

$f_2$ — частота тока ротора;

$\dot{B}_{n.0} \approx \dot{B}_\delta$ — нормальная составляющая магнитной индукции у поверхности ротора.

Распределение плотности тока в стальном массиве в зависимости от значения $y$ характеризуется кривой рис. 2-2.

Через $\Delta = \frac{1}{\lambda}$ обозначают величину, называемую эквивалентной глубиной активного слоя ротора, „эквивалент-

ный активный слой". Она мала по сравнению с радиусом ротора. Поэтому амплитудное значение тока на единице длины окружности ротора может быть найдено по уравнению

$$\dot{I}_m = \int_0^\infty \dot{J}\,dy = \frac{\dot{J}_{m0}}{(1+j)\lambda}. \qquad (2\text{-}5)$$

Эффективное значение плотности тока, отнесенное к единице длины окружности ротора,

$$I_2 = \frac{I_{m0}}{2}\Delta. \qquad (2\text{-}6)$$

Этому току ротора соответствует активное (электрическое) сопротивление:

$$r_{2s} = \rho\frac{l_\delta}{q}k_\text{т} = \rho\frac{l_\delta}{\Delta\cdot 1}k_\text{т}, \qquad (2\text{-}7)$$

где $q = \Delta\cdot 1$ площадь одного элемента (рис. 2-2);
$k_\text{т}$ — коэффициент торцов, учитывающий сопротивление току в торцовых частях ротора;
$l_\delta$ — активная длина двигателя.

Следовательно, задача определения активного сопротивления току ротора сводится к определению эквивалентной глубины активного слоя $\Delta$ и коэффициента торцов $k_\text{т}$ при определенном значении $\rho$. Эквивалентная глубина активного слоя связана с магнитной проницаемостью $\mu$.

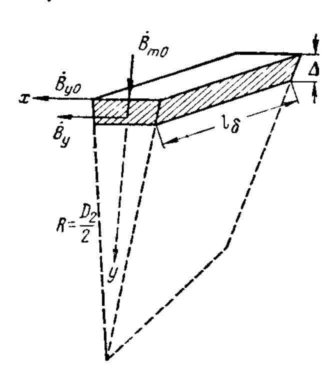



Рис. 2-1. К определению плотности тока в стальном массиве.

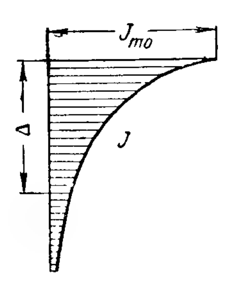



Рис. 2-2. Распределение плотности тока по высоте активного слоя стального массива.

Чтобы найти $\mu$, надо определить индукцию в активном слое. Индукцию $B_у$ в элементе объема стали, ближайшем к поверхности ротора, найдем, исходя из магнитного потока на полюсном делении.

$$0{,}5 \frac{2}{\pi} B_\delta \tau l_\delta = k_b B_{y0} y_k l_\delta, \qquad (2\text{-}8)$$

где

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\frac{2}{\pi} \tau l_\delta}, \ гс, \qquad (2\text{-}9)$$

— амплитуда индукции в воздушном зазоре (нормальная составляющая к поверхности ротора);

$$\Phi = \frac{(U_1 - I_1 x_1)\, 10^8}{4{,}44 k_{01} f_1 w_1}, \ мкс, \qquad (2\text{-}10)$$

— магнитный поток на полюсном делении;

$y_k$ — наибольшая глубина проникновения магнитного потока в стальной массив ротора;

$$k_b = \frac{B_{срy}}{B_{у.0}}, \qquad (2\text{-}11)$$

$B_{ср.у}$ — среднее значение индукции в массиве ротора.

Из (2-8) получим:

$$B_{y0} = \frac{B_\delta \tau}{\pi k_b y_k}. \qquad (2\text{-}12)$$

В [Л. II-3] рассматриваются ферромагнитные тела во внешнем переменном магнитном поле, в частности ферромагнитный цилиндр, каковым является массивный ротор. Согласно данным этой работы для мягкой стали $y_k \approx \approx \sqrt{3} \Delta_m$ и $k_b = 0{,}75$. Наибольшая глубина активного слоя ротора

$$\Delta_m = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_e \gamma}}, \qquad (2\text{-}13)$$

где $\omega = 2\pi f_2 = 2\pi s f_1$ — угловая частота;

$s = \frac{n_1 - n_2}{n_1}$ — скольжение ротора;

$\mu_e = \mu_0 \mu'_e$ — магнитная проницаемость стали на поверхности ротора, соответствующая индукции $B_{у0}$.

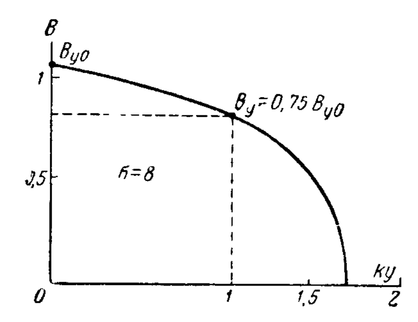



Рис. 2-3. Распределение магнитной индукции в стальном массиве $B_y=f(ky)$.

По кривой намагничивания стали ротора для $B_{y0}$ определяем величину напряженности $H_{y0}$ и затем находим:

$$\mu'_e=\frac{B_{y0}}{0{,}4\pi H_{y0}}.$$

Магнитная индукция в массиве ротора неодинакова, следовательно, неодинакова и магнитная проницаемость стали по высоте активного слоя ротора. В соответствии с [Л. II-3] изменение индукции по мере проникновения электромагнитной волны в стальной массив происходит по закону

$$B_y=B_{y0}\left(1-\frac{ky}{ky_k}\right)^{\alpha-2}, \tag{2-14}$$

где

$$k=\frac{1}{\Delta}=\lambda, \tag{2-15}$$

$$ky_k=\frac{\sqrt{2n(3n+1)^2(n+1)}}{\sqrt{2}(n-1)}. \tag{2-16}$$

Для мягкой стали $n=9{,}5$;

$$ky_k=3;\quad \alpha=2{,}23.$$

Рис. 2-4. Зависимость $B_\Delta$, $B_{\delta m}=f(s)$ для мягкой стали ротора, полученная для одного из испытанных двигателей.

Для твердой стали $n = 7{,}5$:

$$ky_{к} = 1{,}72 \cdot \ldots \frac{2 \cdot 7{,}5}{\ldots} = 2{,}3.$$

Зная $B_{ь0}$ и марку (сорт) стали ротора, пользуясь выражением (2-14), найдем зависимость $B=f(ky)$.

Зависимость $B=f(ky)$ построена на рис. 2-3. Кривая изменения индукции $B_{\Delta}$ в активном слое (для мягкой стали) и индукции $B_{\delta}$ в воздушном зазоре в функции скольжения показана на рис. 2-4.

Изменение магнитной проницаемости по высоте активного слоя $\mu=f(y)$, согласно приведенным выше уравнениям, можно найти по формуле

$$\mu' = \mu_e \left(1 - \frac{ky}{ky_к}\right)^{-2}. \qquad (2\text{-}17)$$

В качестве расчетного значения магнитной проницаемости в эквивалентном активном слое можно принять магнитную проницаемость, соответствующую индукции в стали на глубине $y=\frac{2}{3}\Delta$, которая определяется по уравнению (2-14). Приведенные рассуждения относились к работе двигателя при холостом ходе. По мере увеличения нагрузки двигателя скорость вращения двигателя уменьшается, а скольжение увеличивается. В результате увеличивается ток ротора и, как следствие, возрастает напряженность магнитного поля в массиве ротора. Индукция в эквивалентном активном слое ротора возрастает, а магнитная проницаемость уменьшается.

При расчете ток ротора в функции скольжения неизвестен. Он не может быть получен и расчетным путем, так как в схеме замещения двигателя неизвестны параметры массивного ротора. Поэтому желательно выразить расчетную магнитную проницаемость $\mu$ непосредственно через величину скольжения. Это можно сделать, если, например, определить $\mu$ для двух значений скольжения $s=1$ (пуск) и $s_х$ (холостой ход).

Магнитная проницаемость стали с плавной кривой намагничивания $B=f(H)$ может быть выражена в функции скольжения следующим уравнением:

$$\mu = \mu_0\mu' = \mu_0\mu'_н\left[1 - k_{\mu}\left(1 - e^{-s\gamma}\right)\right], \qquad (2\text{-}18)$$

где

$$k_{\mu}=\frac{\mu'_{н}-\mu'_{мин}}{\mu'_{н}}\approx\sqrt{\frac{\mu'_{н}-\mu'_{к}}{\mu'_{н}}}. \qquad (2\text{-}19)$$

Здесь $k_{\mu}$ — коэффициент, характеризующий изменение магнитной проницаемости стали ротора при переходе от одного к другому крайнему режиму работы двигателя;

$\mu'_{k}$ — относительная магнитная проницаемость при $s=1$;

$\mu_{н}$ — относительная магнитная проницаемость стали ротора при холостом ходе.

Коэффициент $\gamma$ зависит от вида кривой намагничивания стали ротора и находится экспериментально. В первом приближении его можно принять равным $\gamma\approx\alpha\approx2{,}25$.

Физический смысл приведенных уравнений заключается в следующем: индукция в активном слое ротора определяется напряженностью поля, которая в данном случае является функцией тока ротора, зависящего от скольжения. Поэтому магнитная проницаемость в сильном поле уменьшается с ростом скольжения (рис. 2-8,*а*) и характер ее изменения в функции скольжения определяется изменением индукции $B=f(H)$, т. е. кривой намагничивания данной стали.

### б) Коэффициент торцов

Задаваясь картиной распределения линий плотностей тока, ряд авторов, начиная с Gibbs'а [Л. II-5], предлагают определять коэффициент торцов по формуле

$$k_{т}=1+\sigma_{r}\frac{\tau}{l_{\delta}}, \qquad (2\text{-}20)$$

где $l_{\delta}$ — аксиальная активная длина ротора, равная длине пакета статора;

$$\sigma_{r}=\frac{2}{\pi}=0{,}63.$$

Обозначим суммарную длину обоих вылетов лобовых частей ротора через $2b_{r}$. Тогда

$$2b_{r}=l_{2}-l_{\delta},$$

где $l_{2}$ — длина ротора.

Коэффициент $\sigma_r$ зависит от значения $2b_r$ и согласно [Л. III-17] его можно определить по графической зависимости $\sigma_r = f\left(\frac{2b_r}{\tau}\right)$, представленной на рис. 2-5.

Влияние действительной длины вылета лобовых частей ротора на величину коэффициента $k_т$ в [Л. II-14] предлагается учитывать по формуле

$$k_т = 1 + \frac{0,62}{(p\xi)^2 t_r}, \qquad (2\text{-}21а)$$

где

$$\xi = \frac{l_\delta}{D}; \quad t_r = \frac{2b_r}{l_\delta}.$$

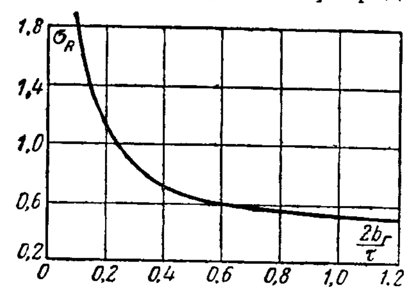



Рис. 2-5. Значения коэффициента $\sigma_R = f\left(\frac{2b_r}{\tau}\right)$.

В приведенных уравнениях для коэффициента торцов не учитывается действительная картина распределения плотности тока и изменение сопротивления току по торцам с изменением частоты тока ротора. Указанные факторы учтены в [Л. III-5], где для двигателя с полым ферромагнитным ротором получен комплексный коэффициент торцов:

$$k_т = \frac{1 + \dfrac{ja^2 s}{\left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2 l r_2 \left(\operatorname{cth} r_2 l + \frac{\tau}{\pi} r_2 \operatorname{th} \frac{2\pi b_к}{\tau}\right)}}{1 - \dfrac{1}{l r_2 \left[\operatorname{cth} r_2 l + \frac{\tau}{\pi} r_2 \operatorname{th} \frac{2\pi b_к}{\tau}\right]}}, \qquad (2\text{-}21б)$$

где $l = l_\delta$,

$a = \frac{\Delta}{\delta'} \gamma \omega \mu_0$;

$\delta'$ — расчетный зазор;

$\gamma$ — удельная электропроводимость материала ротора;

$\Delta$ — толщина активного слоя ротора.

$$\omega = 2\pi f_1;$$

$$r_2 = \sqrt{\left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2 + ja^2 s}.$$

Коэффициент $k_т$, определяемый по (2-21,б), зависит от скольжения $s$ и частоты сети $f_1$.

### в) Активное и индуктивное сопротивления массивного стального ротора

При расчетах асинхронной машины используют приведенные значения сопротивлений. Для массивного ротора по аналогии с ротором, имеющим короткозамкнутую обмотку типа «беличьего колеса», где число фаз $m_2=z_2$, за фазное значение тока можно принять ток в массиве ротора на единице длины. При этом такой ротор представим в виде беличьей клетки с весьма большим числом стержней [Л. III-17], число фаз которой

$$m_2=\frac{\pi D_2}{1\,см},$$

где $D_2$ — наружный диаметр ротора, *см*.

Число витков в фазе ротора $w_2=\frac{1}{2}$, обмоточный коэффициент $k_{02}=1$. Поэтому коэффициент приведения массивного ротора к числу витков и фаз обмотки статора

$$k_п=\frac{m_1}{m_2}\left(\frac{w_1k_{01}}{w_2k_{02}}\right)^2=\frac{4m_1}{\pi D_2}(w_1k_{01})^2. \qquad (2\text{-}22)$$

На основании уравнений (2-7), (2-3), (2-18), (2-22) получим уравнение для приведенного значения активного сопротивления массивного стального ротора:

$$r'_{2s}=k_п r_{2s}=\frac{8m_1w_1^2k_{01}^2k_т l_\delta 10^{-4}\sqrt{s}}{\pi D_2}\times$$
$$\times\sqrt{f_1\rho\mu'_н[1-k_\mu(1-e)^{-s\gamma}]}\ *. \qquad (2\text{-}23)$$

При определении индуктивного сопротивления стального массива обычно исходят из векторной диаграммы (рис. 2-6) для ротора, на которой через $\psi_2$ обозначен угол сдвига фаз между током $\dot I_2$ и э. д. с. $\dot E_{2s}$. В данном случае ток $\dot I_2$ совпадает по фазе с результирующей н. с. ротора $\dot F_2$. Приведенное значение индуктивного сопротивления массивного стального ротора согласно векторной диаграмме рис. 2-6 равно:

$$x'_{2s}=\operatorname{tg}\psi_2 r'_{2s}=a_\psi r_{2s}. \qquad (2\text{-}24)$$

---

* В дальнейшем все величины, зависящие от скольжения, будут обозначаться индексом $s$, а приведенные к обмотке статора величины — знаком $'$ (штрих).

Угол $\psi_2$ зависит от частоты тока ротора, т. е. от скольжения. По опытным данным были построены векторные диаграммы (рис. 2-7,*а*) с учетом изменения намагничивающего тока и по ним найдены значения угла $\psi_2$. На рис. 2-7,*б* построена зависимость $\operatorname{tg}\psi_2 = a_\psi = f(s)$. Как видно из рисунка, коэффициент $a_\psi$ мало изменяется при больших скольжениях. Следовательно, при сравнительно больших значениях скольжения коэффициент $a_\psi$ можно принять постоянным.

Рис. 2-6. Векторная диаграмма для массивного стального ротора.

Из (2-23), (2-24) видно, что параметры массивного ротора зависят от магнитной проницаемости, частоты и удельного электрического сопротивления:

$$x'_{2s} = a_\psi r'_{2s} \equiv \sqrt{\mu f_2 \rho}, \qquad (2\text{-}25)$$

где $f_2 = sf_1$.

Изменение параметров в функции скольжения для одного из двигателей показано на рис. 2,8,*а*, из которого видно, что в области больших скольжений значения $r'_{2s}$, $x'_{2s}$ мало изменяются. Объясняется это тем, что с увеличением скольжения увеличиваются ток в массиве ротора и, как следствие, магнитная индукция от полей рассеяния; магнитная проницаемость в активном слое уменьшается. Поэтому в области больших скольжений произведение $\mu s \approx \mathrm{const}$. Изменение $r'_2$ в зависимости от насыщения, от изменения магнитной проницаемости активного слоя твердой стали характеризуется кривыми рис. 2-8,*б*, *в*, построенными по опытным данным.

### г) Индуктивное сопротивление рассеяния короткозамкнутой обмотки в закрытых и полузакрытых пазах ротора

При выводе формулы для индуктивного сопротивления рассеяния исходят из того, что оно изменяется пропорционально частоте:

$$x_{2s} = \omega_s L_{\sigma 2} = 2\pi f_2 L_{\sigma 2} \equiv s. \qquad (2\text{-}26)$$

$\dot{U}_1$ $j\dot{I}_к x_1$ $\dot{I}_к r_1$ $-\dot{E}_1 = -\dot{E}_2'$

$s=1$ $\dot{I}_к$ $-\dot{I}_{2к}'$

$\psi_{2к}$ $\varphi_{1x}$ $\varphi_{1к}$ $\alpha$ $s=0$ $\dot{I}_{\mu 0}$

а)

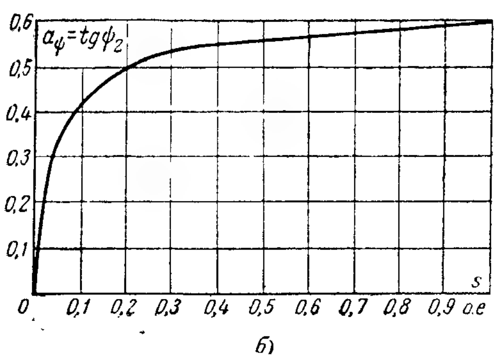



Рис. 2-7. Токи двигателя при массивном стальном роторе и значения угла $\psi_2$.
*а* — векторная диаграмма токов; *б* — зависимость $\mathrm{tg}\,\psi_2 = a_\psi = f(s)$.

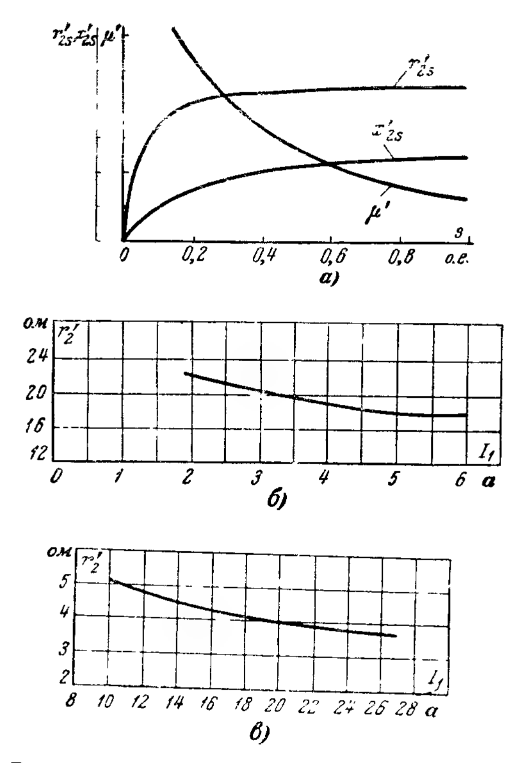



Рис. 2-8. Параметры массивного стального ротора.

*а* — зависимость $r'_{2s}$, $x'_{2s}$, $\mu' = f(s)$; *б* — значения $r'_2 = f(I_1)$ при $s=1$, $f_1$—800 *гц* для двигателя мощностью 0,8 *квт*; *в* — значения $r'_2 = f(I_1)$ при $s = 1$, $f_1 = 200$ *гц* для двигателя мощностью 5 *квт*.

В таком случае приведение индуктивного сопротивления рассеяния обмотки ротора к частоте тока статора производится путем деления значения $x_{2s}$ на скольжение $s$:

$$x_2 = \frac{x_{2s}}{s}. \qquad (2\text{-}27)$$

Приведение обмотки ротора к числу витков и фаз обмотки статора заключается в умножении $x_2$ на коэффициент приведения $k_{\text{п}}$:

$$x'_2 = x_2 k_{\text{п}}, \qquad (2\text{-}28)$$

где коэффициент приведения короткозамкнутой обмотки ротора

$$k_{\text{п}} = \frac{4m_1 w_1^2 k_{o1}}{z_2};$$

$$x_2 = 2\pi\mu_0 f_1 l_2 \lambda_2 = 7{,}9 f_1 \cdot l_2 \lambda_2 10^{-8} \; ом, \qquad (2\text{-}29)$$

здесь $l_2$ — длина стержня ротора;

$\lambda_2 = \lambda_{\text{п}2} + \lambda_{\text{д}2} + \lambda_{\text{л}2}$,

коэффициенты магнитной проводимости:

$\lambda_{\text{п}2}$ — пазового рассеяния, $\lambda_{\text{д}2}$ — дифференциального рассеяния,

$\lambda_{\text{л}2}$ — рассеяния торцовых замыкающих колец.

Для полузакрытого круглого паза ротора:

$$\lambda_{\text{п}2} = 0{,}62 + \frac{h_4}{a_2}; \qquad (2\text{-}30)$$

$$\lambda_{\text{д}2} = \frac{t_1 - a_1 - a_2}{16\delta}, \qquad (2\text{-}31)$$

где $t_1$ — пазовое деление статора;

$a_1$, $a_2$ — ширина раскрытия паза соответственно статора и ротора;

$\delta$ — величина воздушного зазора;

$h_4$ — высота усика зубца ротора.

Коэффициент магнитной проводимости торцовых замыкающих колец определяется по формуле

$$\lambda_{\text{л}2} = \frac{0{,}575 D_{\text{к}}}{z_2 l_2 \sin^2\left(\frac{\pi}{z_2} p\right)} \lg \frac{4{,}7 D_{\text{к}}}{a + 2b}, \qquad (2\text{-}32)$$

где $D_{\text{к}}$ — средний диаметр торцового замыкающего кольца;

$b$, $a$ — ширина и высота кольца.

В случае закрытого паза имеется стальной мостик над пазом ротора толщиной $h_4$ (рис. 1-12). Часть магнитного потока, созданного н. с. обмотки статора, проходит по стальному мостику и, поскольку она не сцеплена с обмоткой ротора, представляет собой поток рассеяния. Большая часть потока, созданного н. с. статорной обмотки, сцеплена с обмоткой ротора и является полезным рабочим потоком, под действием которого индуктируется э. д. с. в обмотке ротора. Проходящий в стерж-

нях ротора ток создает магнитный поток пазового рассеяния, который замыкается также по стальному мостику ротора толщиной $h_4$. Следует иметь в виду, что ток ротора сдвинут по фазе относительно основного потока почти на 90°, поэтому магнитный поток рассеяния, созданный током ротора, проходит по мостику толщиной $h_4$ со сдвигом во времени относительно потока, созданного н. с. статорной обмотки. В связи с этим можно считать, что указанные потоки мало влияют друг на друга. С увеличением тока ротора стальной мостик над пазом ротора насыщается. Значение коэффициента магнитной проводимости пазового рассеяния в данном случае

$$\lambda_{п2} \approx \mu' \cdot \frac{h_4}{d_2} + 0{,}623. \qquad (2\text{-}33)$$

Для определения относительной магнитной проводимости находят удельную н. с. в мостике

$$H_4 \approx \frac{I_2}{d_2}, \qquad (2\text{-}34)$$

затем по $H_4$, пользуясь кривой намагничивания соответствующей стали, находят:

$$\mu' = \frac{B}{\mu_0 H_4}. \qquad (2\text{-}35)$$

На электромашиностроительных заводах для определения $\lambda_{п2}$ закрытого паза пользуются кривыми $\lambda_{п2} = f\left(\frac{I_2}{d_2}\right)$,

где $I_2$ — ток в стержне ротора;

$d_2$ — диаметр стержня ротора, *см*.

Такие кривые пазовой проводимости построены на рис. 2-9 для определенных значений отношения $h_4/d_2$.

В сверхвысокоскоростных электродвигателях толщина $h_4$ выбирается в пределах (0,2—1) *мм*, диаметр стержня $d_2$ = (2,5—7) *мм*.

### д) Индуктивное сопротивление рассеяния трехфазной обмотки статора

Индуктивное сопротивление рассеяния статора равно:

$$x_1 = 4\pi\mu_0 f_1 \frac{w_1^2}{pq_1} l_\delta \lambda_1 = 0{,}158 \frac{f_1}{100}\left(\frac{w_1}{100}\right)^2 \frac{l_\delta}{pq_1}\lambda_1, \ ом, \qquad (2\text{-}36)$$

где $\lambda_1 = \lambda_{п1} + \lambda_{д1} + \lambda_{л1}$.

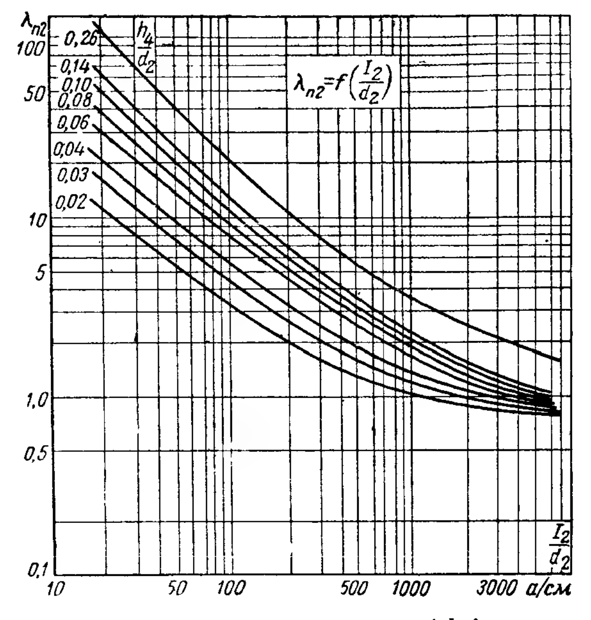



Рис. 2-9. Зависимость $\lambda_{п2}=f\left(\frac{I_2}{d_2}\right)$ для закрытых пазов.

Паз статора в сверхвысокоскоростных двигателях выбирается чаще всего трапециевидной формы (рис. 2-10), для которой коэффициент проводимости пазового рассеяния находится по формулам:

для двухслойной обмотки

$$\lambda_{п1}=\frac{1}{4}\left[\frac{2}{3}\,\frac{h_1}{b_{п2}+b_п}+\frac{h_2}{b_п}+k_3\,\frac{h_3}{b_п+b_{п1}}+\right.$$

$$\left.+k_2\left(\frac{h_4}{a_1}+\frac{2h_5}{b_{п1}+a_1}\right)\right], \qquad (2\text{-}37а)$$

где $k_2=3\beta+1$;

$k_3=3\beta+1{,}67$; $\beta_1=\frac{y}{\tau}$;

для однослойной обмотки:

$$\lambda_{п1}=\frac{1}{4}\left[\frac{2}{3}\,\frac{h_1}{b_{п1}+b_{п2}}+k_2\left(\frac{h_4}{a_1}+\frac{2h_5}{b_{п1}+a_1}\right)\right]. \qquad (2\text{-}37б)$$

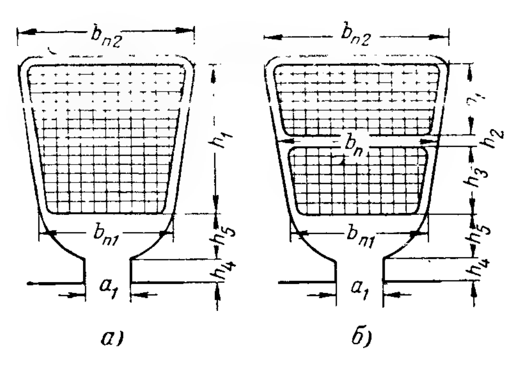



Рис. 2-10. К определению $\lambda_{п1}$ полузакрытого паза.

Коэффициент проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_{д1} = \frac{t_2 - a_1 - a_2}{16\delta}(0{,}4\beta_1 + 0{,}6), \qquad (2\text{-}38)$$

где $\beta_1 = \frac{y}{\tau}$ — шаг обмотки статора в долях полюсного деления;

$t_2$ — пазовое деление ротора.

Коэффициент проводимости лобового рассеяния

$$\lambda_{л1} = 0{,}34\frac{q_1}{l_\delta}(l_{л1} - 0{,}64\beta_1\tau)\,k^2_{у1}, \qquad (2\text{-}39)$$

где $l_{л1}$ — длина лобовой части обмотки;

$k_{у1}$ — коэффициент укорочения обмотки статора.

### е) Индуктивное сопротивление взаимоиндукции

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции обмоток статора и ротора определяется по формуле

$$x_{12} = \frac{E_1}{I_\mu} \approx \frac{U_1 - I_\mu x_1}{I_\mu}, \ ом, \qquad (2\text{-}40)$$

где $I_\mu$ — намагничивающий ток.

### ж) Активные сопротивления обмоток

Активное сопротивление короткозамкнутой обмотки шихтованного ротора:

$$r_2 = r_{ст} + \frac{r_л}{4\sin^2\left(\frac{\pi}{z_2} p\right)}, \text{ ом}, \qquad (2\text{-}41)$$

где

$$r_{ст} = \rho \frac{l_2 10^{-2}}{q_{ст}}, \text{ ом},$$

$$r_л = \rho \frac{\pi D_л 10^{-2}}{z_2}, \text{ ом};$$

$l_2$, $D_л$, *см* — длина стержня и средний диаметр к. з. торцового кольца;

$q_{ст}$, $q_л$ — площади сечений стержня и кольца.

Для схемы замещения двигателя берется приведенное значение активного сопротивления ротора

$$r'_2 = k_п r_2. \qquad (2\text{-}42)$$

Активное сопротивление обмотки статора

$$r_1 = k_{r1} \rho_1 \frac{L_1}{q_1 a_1}, \text{ ом}, \qquad (2\text{-}43)$$

где $L_1 = 2w_1 l_{ср}$;

$l_{ср}$ — средняя длина полувитка, *м*;

$w_1$ — число последовательно соединенных витков в фазе;

$q_1$ — площадь сечения эффективного проводника, *мм*$^2$,

$$q_1 = q_э n_э;$$

$n_э$ — число элементарных проводников в одном эффективном;

$q_э$ — площадь сечения элементарного проводника;

$a_1$ — число параллельных ветвей фазы обмотки;

$k_{r1}$ — коэффициент вытеснения тока, учитывающий увеличение сопротивления в результате вытеснения тока.

Вследствие увеличения сопротивления проводников из-за эффекта вытеснения тока создаются дополнительные потери энергии.

Коэффициент вытеснения

$$k_r = \frac{r_f}{r_0}, \qquad (2\text{-}44)$$

где $r_f$ — активное сопротивление переменному току при номинальной частоте изменения тока;

$r_0$ — активное сопротивление постоянному току.

Коэффициент $k_r$ можно представить в виде суммы коэффициентов увеличения сопротивления в пазовой ($k_{r\text{п}}$) и лобовой ($k_{r\text{л}}$) частях обмотки

$$k_r = k_{r\text{л}} + k_{r\text{п}}, \qquad (2\text{-}45)$$

где

$$k_{r\text{п}} = \varphi(\xi) + N(N-1)\psi(\xi); \qquad (2\text{-}46)$$

$$\varphi(\xi) = \xi \frac{\operatorname{sh} 2\xi + \sin 2\xi}{\operatorname{ch} 2\xi - \cos 2\xi}; \qquad (2\text{-}47)$$

$$\psi(\xi) = 2\xi \frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi + \cos \xi}; \qquad (2\text{-}48)$$

$$\xi = \alpha h = 2\pi h \sqrt{\frac{n b_{\text{Cu}}}{b_{\text{п}}} \frac{f}{\rho 10^9}}; \qquad (2\text{-}49)$$

$\alpha$ — приведенная высота проводника;

$h$ — действительная высота проводника, *см*;

$b_{\text{Cu}}$, $b_{\text{п}}$ — ширина проводника и паза, *см*;

$n$ — количество проводников в слое по ширине паза;

$N$ — номер слоя по высоте паза, в которой размещен проводник;

$\rho$ — удельное электрическое сопротивление материала проводника стержня, *ом·см*.

Для круглого проводника $h = b_{\text{Cu}} = d_э$.

При значении $\xi > 2$ можно принять:

$$\varphi(\xi) = \xi, \quad \psi(\xi) = 2\xi.$$

Среднее значение коэффициента $k_r$ для всех $N$ проводников, лежащих в пазовой части, равно:

$$k_{r\text{п}} = \varphi(\xi) + \frac{N^2 - 1}{3}\psi(\xi). \qquad (2\text{-}50)$$

Лобовая часть обмотки статора сверхвысокоскоростных двигателей обычно окружена стальными частями дви-

гателя и находится как бы в пазу; в этом случае коэффициент увеличения сопротивления $k_{r\text{л}}$ лобовой части можно считать равным:

$$k_{r\text{л}} = k_{r\text{п}}.$$

Полное электрическое сопротивление обмотки статора переменному току

$$r_1 = k_{r1} r_{10}.$$

В случае, когда лобовую часть обмотки окружают немагнитные части,

$$k_{r\text{л}} \ll k_{r\text{п}}.$$

В сверхвысокоскоростных двигателях применяются для обмотки статора круглые проводники. Сечение проводников мало. Поэтому в таких двигателях со всыпной обмоткой коэффициент $k_{r1}$ мал даже при большой частоте тока.

Роторы выполняются с круглыми пазами и поэтому для ротора берется $N=1$; в этом случае $k_{r2} = \varphi(\xi)$.

Эквивалентное активное сопротивление $r_{12}$ для схемы замещения равно:

$$r_{12} = \frac{П_\text{с}}{m_1 I_\mu^2},$$

где $П_\text{с}$ — потери в стали двигателя;

$I_\mu$ — намагничивающий ток, который определяется из расчета магнитной цепи.

## 2-2. СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ

Для асинхронного двигателя с одной обмоткой на роторе уравнения напряжения в векторной форме, как известно, имеют вид:

для первичной обмотки

$$\dot{U}_1 + \dot{E}_1 + \dot{E}_{\sigma 1} = \dot{I}_1 r_1; \tag{2-51}$$

для вторичной обмотки

$$\dot{E}_{2s} + \dot{E}_{\sigma 2s} = \dot{I}_{2s} r_{2s}, \tag{2-52}$$

где $\dot{E}_{\sigma 1} = - j\dot{I}_1 x_1$;

$\dot{E}_{\sigma 2s} = - j\dot{I}_{2s} x_{2s}$;

$\dot{E}_{2s} = s\dot{E}_2$.

Все величины, относящиеся ко вторичной обмотке, в общем случае изменяются с изменением скольжения, что отмечено в выражении (2-52) индексом $s$.

Величины, относящиеся ко вторичной обмотке, обычно приводят к первичной обмотке. В этом случае уравнение напряжений для вторичной обмотки принимает вид:

$$\dot{E}'_2 - j\dot{I}'_2 \frac{x'_{2s}}{s} = \dot{I}'_2 \frac{r'_{2s}}{s}. \qquad (2\text{-}53)$$

Если обозначить

$$\dot{E}_1 = \dot{E}'_2 = \dot{I}_0 Z_{12} = (\dot{I}_1 + \dot{I}'_2) Z_{12}, \qquad (2\text{-}54)$$

то из приведенных уравнений получим:

$$\dot{U}_1 = \dot{I}_1 \left( Z_1 + \frac{1}{\frac{1}{Z_{12}} + \frac{1}{Z'_{2s}}} \right) \qquad (2\text{-}55)$$

или

$$\dot{I}_1 = \dot{U}_1 \frac{1 + \frac{Z'_{2s}}{Z_{12}}}{Z_1 + C_1 Z'_{2s}};$$

здесь $Z_1 = r_1 + jx_1$;

$$Z_{12} = r_{12} + jx_{12};$$

$$Z'_{2s} = \frac{r'_{2s}}{s} + j\frac{x'_{2s}}{s};$$

$$C = 1 + \frac{Z_1}{Z_{12}} = c_1 e^{j\gamma_1},$$

где угол $\gamma_1$ определяется из уравнения

$$\operatorname{tg} 2\gamma_1 = \frac{2(r_{12}x_1 - r_1 x_{12})}{r_{12}(r_1 + r_{12}) + x_1(x_1 + x_{12})}. \qquad (2\text{-}56)$$

Из уравнения (2-55) следует, что для тока имеется сопротивление

$$Z_1 + \frac{1}{\frac{1}{Z_{12}} + \frac{1}{Z'_{2s}}},$$

которое можно представить в виде Т-образной схемы (рис. 2-11,*а*). Пользуясь коэффициентом $c_1$, схему замещения асинхронного двигателя можно преобразовать, как указано на рис. 2-11,*б*. Обычно $c_1 = 1{,}02—1{,}05$.

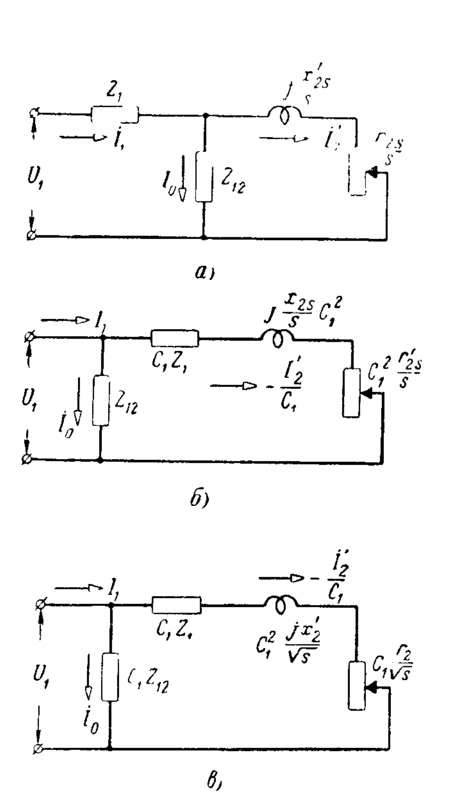



Рис. 2-11. Схемы замещения двигателей.

*а* — Т-образная схема замещения двигателя; *б* — Г-образная схема замещения двигателя; *в* — схема замещения двигателя с массивным стальным ротором.

Составим схему замещения двигателя с массивным стальным ротором. Разделим левую и правую части уравнения напряжений (2-52) для вторичной обмотки на величину скольжения

$$\frac{\dot{E}_{2s}}{s} = j\dot{I}_{2s}\frac{x_{2s}}{s} + \dot{I}_{2s}\frac{r_{2s}}{s}.$$

Сопротивления массивного стального ротора, если принять $\mu$ = пост, зависят от скольжения:

$$r_{2s} = r_2\sqrt{s} \equiv \sqrt{s};$$

$$x_{2s} = x_2\sqrt{s} \equiv \sqrt{s};$$

э. д. с. $\dot{E}_{2s} = s\dot{E}_2 = s$,

где $r_2$, $x_2$ — активное и индуктивное сопротивления массивного стального ротора при скольжении $s=1$,

$E_2$ — э. д. с. ротора при $s=1$.

Поскольку $\dot{I}_{2s}=\dot{I}_2$, то, учитывая приведенные выше зависимости, можно записать:

$$\dot{E}_2 = j\dot{I}_2 \frac{x_2\sqrt{s}}{s} + \dot{I}_2 \frac{r_2\sqrt{s}}{s} = j\dot{I}_2 \frac{x_2}{\sqrt{s}} + \dot{I}_2 \frac{r_2}{\sqrt{s}}.$$

После этого следует привести величины вторичной обмотки к числу витков и фаз первичной обмотки; тогда уравнение напряжений примет вид:

$$\dot{E}'_2 = j\dot{I}'_2 \frac{x'_2}{\sqrt{s}} + \dot{I}'_2 \frac{r'_2}{\sqrt{s}}. \qquad (2\text{-}57)$$

На основании этого уравнения полное сопротивление схемы замещения (рис. 2-11,*в*) для тока $I'_2$ двигателя с массивным стальным ротором равно:

$$C_1 Z_1 + C_1^2 Z'_2 = \left[\left(r_1 + \frac{c_1^2 r'_2}{\sqrt{s}}\right) + j\left(c_1 x_1 + \frac{c_1^2 x'_2}{\sqrt{s}}\right)\right] e^{-j2\gamma_1}.$$

Значение тока $\frac{I'_2}{C_1}$ в схеме замещения определяется по формуле

$$-\frac{I'_2}{C_1} = \frac{\dot{U}_1}{C_1 Z_1 + C_1^2 Z'_2} = \frac{\dot{U}_1}{C_1(Z_1 + C_1 Z'_2)}. \qquad (2\text{-}58)$$

При расчете начальных пусковых значений момента в схеме замещения следует брать значения $r'_2$ и $x'_2$, соответствующие магнитной проницаемости $\mu=\mu_к$ при максимальном токе ротора, когда $s=1$. При расчете рабочих характеристик двигателя в схеме замещения сопротивления $r'_2$ и $x'_2$ должны быть рассчитаны для магнитной проницаемости, соответствующей току короткого замыкания, равному номинальному току.

Как было указано, в отдельных сверхвысокоскоростных двигателях целесообразно применение массивного

стального ротора с к. з. обмоткой из алюминия, меди или латуни. Такой ротор можно рассматривать как ротор с двумя обмотками, одной из которых является поверхность стального массива ротора, а второй — к. з. обмотка в массиве (рис. 2-12). В таком роторе поле рассеяния можно представить состоящим из потока

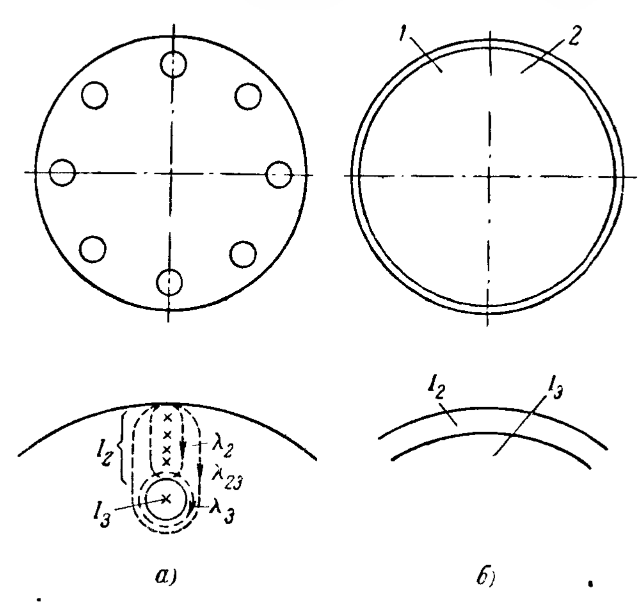



Рис. 2-12. К определению параметров.

*а* — массивный стальной ротор с к. з. обмоткой (*2*); *б* — медное покрытие (*2*) стального массивного ротора (*1*).

рассеяния стального массива, созданного током массива $I_2$, потока рассеяния, созданного током короткозамкнутой обмотки $I_3$, и некоторого потока, сцепленного с обеими «обмотками» ротора, созданного н. с. этих обмоток. На рис. 2-12 через $\lambda_3$, $\lambda_2$, $\lambda_{23}$ обозначены проводимости для указанных потоков ротора.

На основании сказанного составлены схемы замещения массивного ротора с обмоткой (рис. 2-13) и всего двигателя (рис. 2-14). На схемах замещения через $x'_2$, $x'_3$, $x'_{23}$ обозначены приведенные к первичной обмотке индуктивные сопротивления рассеяния ротора.

На величину тока $I_3$ в к. з. обмотке влияет потокосцепление от н. с. тока стального массива. При сравни-

тельно глубоком расположении к. з. обмотки в стальном массиве ротора потокосцепление с ней, как уже было отмечено, невелико, ток в к. з. обмотке мал и обмотка малоэффективна. Поэтому к. з. обмотку надо располагать ближе к поверхности ротора, насколько это возможно по прочностным условиям.

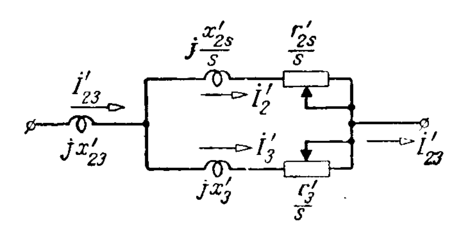



Рис. 2-13. Схема замещения массивного ротора с к. з. обмоткой.

Если сравнить индуктивные сопротивления рассеяния к. з. обмотки в массиве и медного слоя омедненного ротора, то в последнем случае сопротивление значительно меньше, и практически им можно пренебречь. Это объясняется тем, что поток рассеяния в омедненном

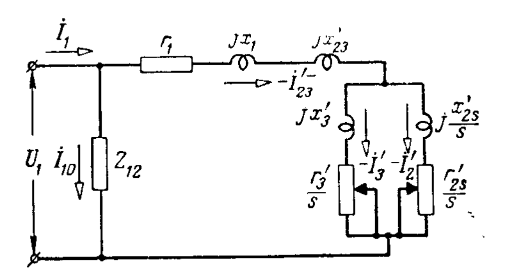



Рис. 2-14. Схема замещения двигателя с к. з. обмоткой в стальном массивном роторе.

роторе, созданный током стального массива, находится в стали ротора и мало влияет на поле рассеяния медного покрытия. Последнее в свою очередь весьма мало вследствие малой магнитной проводимости немагнитного материала покрытия (меди).

Для регулирования скорости вращения ротора асинхронного сверхвысокоскоростного двигателя применяет-

ся частотное управление или управляющие дроссели насыщения. В последнем случае схема замещения будет иметь вид, изображенный на рис. 2-15. Здесь сопротив-

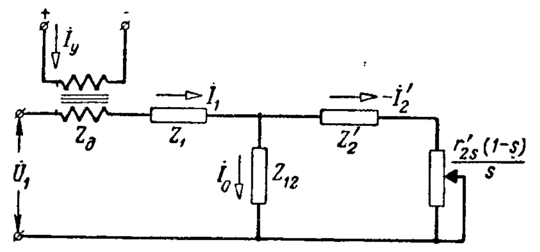



Рис. 2-15. Схема замещения двигателя с управляющим дросселем, включенным последовательно с первичной обмоткой двигателя; ротор шихтованный с к. з. обмоткой, имеющей повышенное активное сопротивление.

ление дросселя включено последовательно с сопротивлением первичной обмотки двигателя. На схеме обозначено:

$Z_д = r_д + jx_д$ — полное сопротивление дросселя;

$x_д = f(I_д, I_1)$ — индуктивное сопротивление дросселя, изменяется с изменением токов $I_у$ и $I_1$;

$Z'_2 = r'_{2s} + j\frac{x_{2s}}{s}$ — сопротивление обмотки ротора; для шихтованного ротора с латунной к. з. обмоткой $Z'_2 \approx r'_2 + jx'_2$.

## 2-3. ИЗМЕНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ДВИГАТЕЛЕЙ ОТ НАСЫЩЕНИЯ И ЧАСТОТЫ ТОКА

Как указывалось в гл. 1, ротор сверхвысокоскоростных двигателей выполняют: 1) шихтованным с к. з. обмоткой, 2) массивным стальным с к. з. обмоткой или 3) цельностальным массивным, изготовленным из твердой стали.

Рабочие характеристики и пусковые свойства асинхронного двигателя определяются его электрическими параметрами — индуктивными и активными сопротивлениями, которые при той или иной конструкции ротора имеют различные значения. Величины сопротивления изменяются в зависимости от насыщения (с изменением тока), от частоты и т. д.

В связи с этим необходимо проанализировать работу сверхвысокоскоростного двигателя при различных роторах для выяснения его свойств и определения количественного изменения указанных параметров в зависимости от насыщения и частоты тока.

Трехфазный асинхронный электродвигатель (рис. 5-10) мощностью 500 *вт* на частоту тока $f_1 = 1\,600$ *гц* с диаметром $D = 31$ *мм* был испытан с различными роторами. Испытания проводились автором в лаборатории электрошпинделей ВНИПП. При этом получены опытные значения параметров, которые показаны на рис. 2-16. В роторе с латунной к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора толщина мостика перекрытия над пазом $h_4 = 0{,}5$ *мм*.

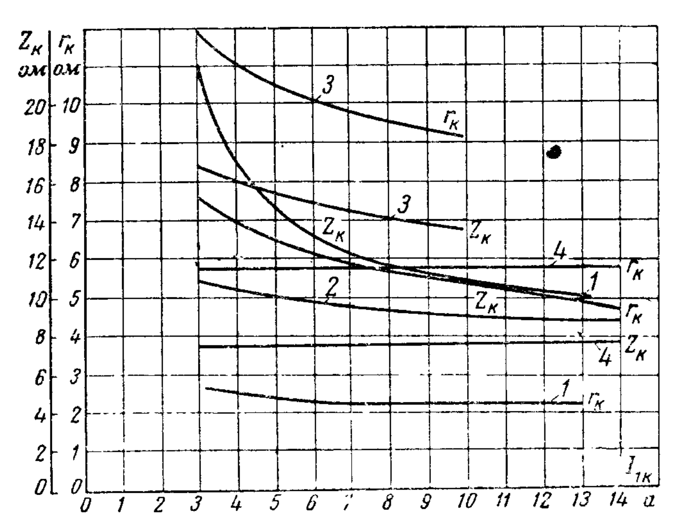



Рис. 2-16. Параметры двигателя $Z_к = f(I_{1к})$, $r_к = f(I_{1к})$ при $f_1 = 1\,600$ *гц*, $s = 1$.

*1* — к. з. латунная обмотка в закрытых пазах шихтованного ротора; *2* — массивный стальной (сталь ШХ-15) ротор с к. з. латунной (латунь Л62) обмоткой в закрытых пазах массивного ротора; геометрия обмотки та же, что и в двигателе *1*; *3* — массивный стальной ротор из стали ШХ-15. *4* — омедненный массивный стальной ротор из стали ШХ-15, толщина медной пленки 50 *мк*.

Для обмотки ротора с целью увеличения начального пускового момента выбрана латунь марки Л62. Удельное электрическое сопротивление такой латуни в 4 раза

больше сопротивления меди. Латунные торцовые кольца расположены под стальными бандажами. Для пакета ротора применена электротехническая сталь марки Э31 толщиной 0,35 *мм*. Как видно из рис. 2-16, при таком роторе сопротивление $Z_к$, с изменением тока короткого замыкания $I_{1к}$ изменяется значительно.

Коэффициент мощности $\cos\varphi_к = \frac{r_к}{Z_к}$ в данном случае весьма мал (около 0,2) (рис. 2-17), что объясняется относительно большим значением индуктивных сопротивлений при частоте $f_1 = 1\,600$ *гц*.

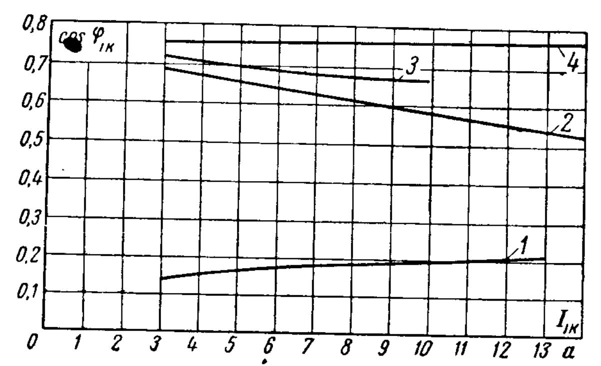



Рис. 2-17. Значения $\cos\varphi_{1к} = f(I_{1к})$ двигателя при $f_1 = 1\,600$ *гц*, $s = 1$; обозначения кривых те же, что и на рис. 2-16.

При массивном стальном роторе активное сопротивление изменяется пропорционально $\sqrt{\mu}$. С увеличением тока магнитная проницаемость стали ротора уменьшается, чем и объясняется уменьшение $r_к$, а следовательно, и $Z_к$. Отношение индуктивного сопротивления к активному сопротивлению стального массива ротора при малых токах не остается постоянным, в результате чего незначительно изменяется $\cos\varphi_{1к}$ (рис. 2-17). В исследуемом двигателе с массивным ротором из стали ШХ-15 при скольжении $s = 1$ и частоте $f_1 = 1\,600$ *гц* коэффициент мощности при наибольшем токе равен 0,68, а угол сдвига приведенного тока ротора относительно э. д. с. ротора равен $\psi_2 = 31°$.

Параметры двигателя с к. з. латунной обмоткой в стальном массиве ротора оказались меньше, чем при

массивном роторе. Значение $\cos \varphi_{1к}$ меньше, чем при массивном роторе, но значительно больше, чем при шихтованном

В сверхвысокоскоростных двигателях нецелесообразно делать омеднение массивного стального ротора, так как при больших скоростях вращения медное покрытие отлетает от стали ротора. Но интересно сравнить параметры такого двигателя с параметрами рассмотренных выше двигателей. На поверхность массивного ротора гальваническим путем была нанесена медная пленка толщиной 50 *мк*. Значение $Z_{к1}=f(I_{1к})$ в данном случае оказалось меньше, чем в двигателе с латунной обмоткой в массиве, а $\cos \varphi_{1к}$ получился наибольшим, что объясняется малым индуктивным сопротивлением омедненного ротора.

Значения $Z_к$, $x_к$, $r_к$ в относительных единицах при номинальном напряжении и $s=1$ для испытанных двигателей приведены в табл. 2-1.

Рассмотрим в качестве примера определение параметров трехфазного электрошпинделя на 120—144 тыс. *об/мин*, с к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора.

Выбор основных размеров и электромагнитных нагрузок двигателя рассмотрен в § 1-8.

Для расчета сопротивления $x'_2$ поступим следующим образом: примем, что сопротивление $x_{2s}=sx_2\equiv s$. Тогда приведенное сопротивление $x'_2=k_п x_2$ будет изменяться только от насыщения. Определим его величину при токе ротора, равном номинальному, и наибольшем токе, когда $s=1$, причем последний неизвестен. Применим метод последовательного приближения и зададимся приведенным наибольшим током $I'_{2к}$ ротора при коротком замыкании. На основании опытных данных аналогичных двигателей

$$I'_{2к}=(3,5-4)\,I_{1н}.$$

Ток ротора $I_{2к}$ найдем из соотношения

$$I'_{2к}=I_{2к}\frac{m_2}{m_1}\,\frac{w_2 k_{02}}{w_2 k_{01}}\,; \tag{2-59}$$

отсюда

$$I_{2к}=I'_{2к}\,\frac{m_1 w_1 k_{01}}{m_2 w_2 k_{02}}=k_i I_{1к}\,\frac{6w_1 k_{01}}{Z_2}\,, \tag{2-60}$$

Таблица 2-1

**Характеристики сверхвысокоскоростных асинхронных двигателей с роторами различной конструкции**

| № п/п. | Исполнение ротора | $\cos\varphi_{1к}$ | $r_к$ | $z_к$ | $x_к$ | $s_н$ | $\frac{M_п}{M_{эн}}$ | $\frac{I_{1к}}{I_{1н}}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Шихтованный ротор с латунной обмоткой в закрытых пазах | 0,215 | 0,066 | 0,308 | 0,300 | 0,05 | 1,16 | 3,3 |
| 2 | Обмотка (латунная) в стальном массивном роторе | 0,52 | 0,145 | 0,276 | 0,210 | 0,10 | 3,41 | 3,62 |
| 3 | Массивный ротор (сталь ШХ-15) | 0,68 | 0,290 | 0,425 | 0,302 | 0,22 | 3,25 | 2,36 |
| 4 | Омедненный массивный ротор | 0,76 | 0,179 | 0,236 | 0,152 | 0,18 | 6,12 | 4,25 |

Примечания: 1. За базисное сопротивление $Z_{баз}$ взято сопротивление, соответствующее номинальным фазным значениям напряжения и тока двигателя.

2. $M_п$ — пусковой момент.

3. $M_{э.н}$ — номинальный электромагнитный момент.

где $k_i = \frac{I'_2}{I_1}$.

Индуктивное сопротивление рассеяния ротора $x_2$ рассчитывается по уравнению (2-29):

$$x_2 = 7{,}9 f_1 l_\delta (\lambda_{п2} + \lambda_{л2}).$$

Для определения магнитной проводимости $\lambda_{п2}$ закрытого паза воспользуемся кривыми зависимости $\lambda_{п2} = f\left(\frac{I_2}{d_2}\right)$, построенными на рис. 2-9. Сопротивление $x'_2$ рассчитывается по (2-28).

В табл. 2-2 приведены результаты расчета индуктивных сопротивлений рассеяния для электрошпинделя на 114 тыс. *об/мин* со следующими данными: $n_1 = 144$ тыс. *об/мин*, $f = 2400$ *гц*, $w_1 = 60$ и 80, $h_4 = 0{,}5$ и 0,3 *мм*; $Z_2 = 15$; $d_2 = 2{,}8$ *мм*.

Таблица 2-2

| $I_{1н}$, *а* | 2,35 | | | | 1,5 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $w_1$ | 60 | | | | 80 | | | |
| $k_п$ | $2{,}65 \cdot 10^3$ | | | | $4{,}7 \cdot 10^3$ | | | |
| $h_4$, *мм* | 0,5 | | 0,3 | | 0,5 | | 0,3 | |
| $h_1/d_2$ | 0,178 | | 0,107 | | 0,178 | | 0,107 | |
| $I_{1к}$, *а* | $I_н$ | $I_{1кm}$ | $I_н$ | $I_{1кm}$ | $I_н$ | $I_{1кm}$ | $I_н$ | $I_{1кm}$ |
| $I_{2к}/d_2$, *а/см* | 153 | 510 | 153 | 540 | 164 | 570 | 164 | 570 |
| $x'_2$, *ом* | 17,5 | 7 | 10,5 | 5,5 | 25,5 | 10,8 | 16,7 | 8 |
| $x_1$, *ом* | 6,4 | 5,5 | 5,4 | 5,5 | 11,3 | 10 | 11,3 | 10 |
| $x_к$, *ом* | 23,9 | 12,5 | 16,9 | 11 | 36,8 | 20,8 | 28,0 | 18 |
| $Z_к$, *ом* | 24 | 12,6 | 17 | 11,25 | 37 | 21,5 | 28,4 | 18,7 |

В табл. 2-2 обозначено $I_{1кm}$ наибольший ток при коротком замыкании. Для данной машины коэффициент вытеснения $k_r = 1{,}05$. Расчетное значение электрического

сопротивления обмотки статора при $w_1=60$ и температуре $t=75°$ С составляет $r_1=1{,}10$ *ом*. Удельное электрическое сопротивление алюминиевого сплава обмотки ротора равно $\rho_{Al}=0{,}04$ *ом·мм²/м*, а ее приведенное электрическое сопротивление составляет $r'_2=1{,}01$ *ом*. Сопротивление $r_к=r_1+r'_2=1{,}10+1{,}01=2{,}11$ *ом*. Полученное значение $r_к$ хорошо совпадает с опытной величиной.

Представляет интерес сравнить сопротивления в относительных единицах данного двигателя и обычных асинхронных двигателей на 50 *гц*. За базисное сопротивление примем величину

$$Z_{баз}=\frac{U_{1н}}{I_{1н}}=\frac{127}{2{,}35}=54 \text{ ом}.$$

Результаты расчета при $f=2\,400$ *гц* и $w_1=60$ приведены в табл. 2-3.

Таблица 2-3

| $I_1$ | $x_1$ | | $x'_2$ | | $r_1$ | | $r'_2$ | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. |
| $I_1=I_{1н}$ | 6,4 | 0,118 | 10,5 | 0,195 | 1,10 | 0,0204 | 1,01 | 0,0188 |
| $I_1=I_{1к}$ | 5,5 | 0,101 | 5,5 | 0,101 | » | » | » | » |

Активное сопротивление $r_1$ получилось в высокочастотном микродвигателе таким же, как в асинхронном двигателе на 50 *гц* большой мощности (100 *квт*). Индуктивные сопротивления рассеяния $x_1$ и $x'_2$ больше, чем в обычных двигателях на 50 *гц*. Близость активных сопротивлений объясняется относительно малым числом витков в фазе высокочастотного двигателя, а разница индуктивных сопротивлений — большой частотой тока.

Партия сверхвысокоскоростных электрошпинделей на скорость вращения $n_1=(144—120)$ тыс. *об/мин* была изготовлена с к. з. алюминиевой обмоткой в закрытых пазах шихтованного пакета ротора. Толщина мостика перекрытия над пазом ротора $h_4=0{,}3$ *мм*, пазы статора — полузакрытые. Для ряда таких двигателей, испытанных в лаборатории ВНИПП, построены на рис. 2-18 значения $Z_к=f(I_{1к})$ для двух значений частоты $f_1=2\,400$ *гц* и $f_1=2\,000$ *гц*. Некоторый разброс значений для разных

двигателей обусловлен технологическими факторами. Однако расчетные значения $x_к = x_1 + x'_2$ и $Z_к$ удовлетворительно совпадают с опытными.

По данным опыта короткого замыкания для одного из испытанных двигателей на рис. 2-19,*а* построены кривые $I_{1к}$, $Z_к$, $r_к$, $\cos \varphi_{1к} = f(U_{1к})$. Из приведенных кривых виден характер и количественное изменение параметров сверхвысокоскоростных микродвигателей с закрытыми

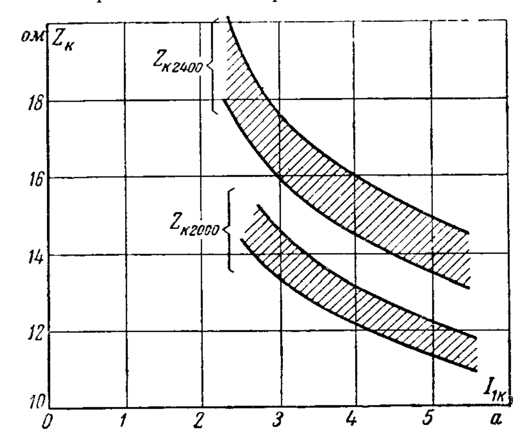



Рис. 2-18. Зависимости $Z_к = f(I_{1к})$ при $f_1 = 2\,400$ *гц* и $f_1 = 2\,000$ *гц* и $s = 1$ для партии испытанных сверхвысокоскоростных двигателей с алюминиевой к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора.

$h = 0{,}3$ *мм*, $d_2 = 2{,}8$ *мм*.

пазами на шихтованном роторе и полузакрытыми пазами на статоре. Изменение параметров $Z_к$, $r_к$ в зависимости от напряжения $U_{1к}$ в двигателях с массивным стальным ротором из твердой стали ШХ-15 показано рис. 2-19,*б*, *в*. По этим опытным данным построены кривые рис. 2-8,*б*, *в*, характеризующие изменение активного сопротивления массивного ротора $r'_2$ с изменением магнитной проницаемости в активном слое. Зависимость $Z_к$, $r_к$ от тока для двигателя с массивным ротором при частоте 1 600 *гц* приведена на рис. 2-16 (кривая 3). Параметры некоторых сверхвысокоскоростных асинхронных электрошпинделей, построенных ВНИПП с к. з. латунной обмоткой в закрытых пазах ротора, приведены в табл. 2-4.

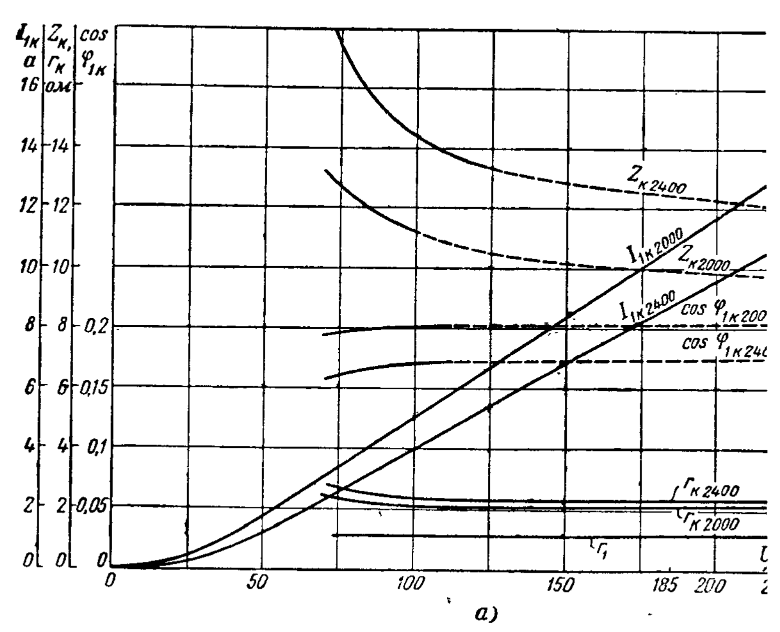
**Параметры и значения угла $2\gamma_1$ сверхвысокоскор**

Ротор шихтованный с закрытыми пазам

| Электро-шпиндель | $f_1$, *гц* | $x_1$ | | $r_1$ | | $r_к$ | | $I_{1нф}$ | $Z_{баз}$ | $П_с$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *а* | *ом* | *вт* |
| ЭШ-120 | 2 000 | 16 | 0,0845 | 3,7 | 0,0195 | 13,9 | 0,083 | 0,67 | 190 | 31 |
| ЭШ-60 | 1 000 | 10 | 0,0612 | 3,23 | 0,0198 | 10 | 0,0615 | 0,78 | 163 | 11 |
| ЭШ-36 | 600 | 1,23 | 0,082 | 0,12 | 0,0079 | 0,15 | 0,01 | 8,27 | 15,2 | 347 |
| ЭШ-12 | 200 | 1,45 | 0,066 | 0,25 | 0,13 | 0,2 | 0,0091 | 10 | 22 | 231 |

Примечание. В таблице обозначено;
$П_с$ — потери в стали;
$I_{1н.ф}$ — номинальный фазный ток в обмотке статора.

Выбор для сверхвысокоскоростного двигателя того или другого исполнения ротора делается прежде всего по условиям прочности, но при этом стремятся обеспечить такие значения электрических параметров, при которых получаются хорошие рабочие и пусковые свойства двигателя.



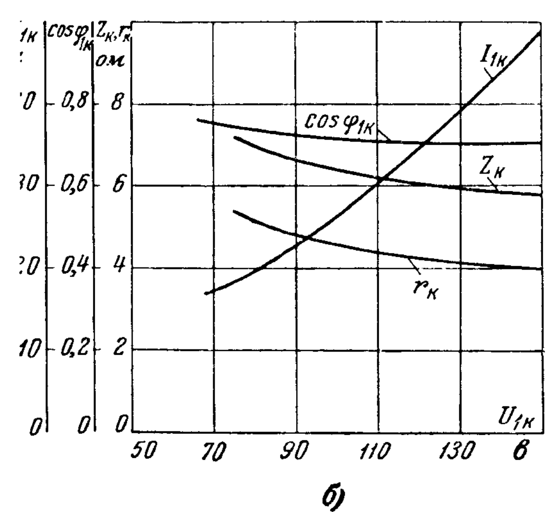
*а)*

Таблица 2-4

**стных асинхронных электрошпинделей ВНИПП**

на статоре — полузакрытые пазы

| $x_1/x_{12}$ | $Z_к$ | | $x_{12}$ | | $r_{12}$ | | $2\gamma_1$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| — | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | |
| 0,055 | 51 | 0,268 | 292 | 1,51 | 51,6 | 0,27 | —20′ |
| 0,033 | 26 | 0,16 | 300 | 1,84 | 10,5 | 0,065 | —40′ |
| | 2,6 | 0,17 | 31,6 | 2,05 | 12,8 | 0,843 | +40′ |
| 0,032 | 3,7 | 0,168 | 2,05 | 8,56 | 8,56 | 0,39 | |



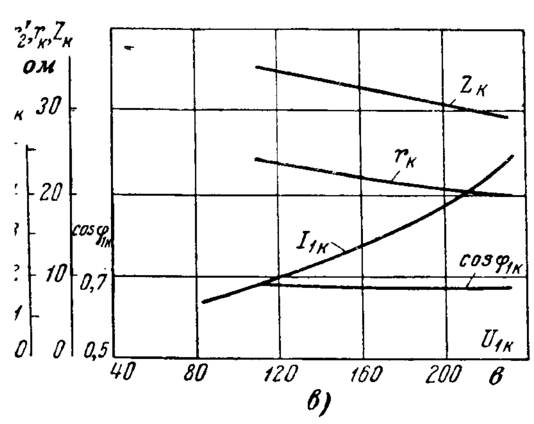




Рис. 2-19. Характеристики из опыта короткого замыкания.

*а* — при частоте 2 400 *гц* и 2 000 *гц* для двигателя с короткозамкнутой алюминиевой обмоткой в закрытых пазах шихтованного пакета ротора, $h_4$=0,3 *мм*, $d_2$=2,8 *мм*; *б* — при частоте 200 *гц* для двигателя мощностью 5 *квт* с массивным ротором; *в* — при частоте 800 *гц* для двигателя мощностью 0,8 *квт* с массивным стальным ротором.

## 2-4. ГЕОМЕТРИЧЕСКОЕ МЕСТО ТОКОВ ДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ РОТОРАХ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

### а) Ротор с короткозамкнутой обмоткой

Ранее было показано, что сопротивление $Z_к$ двигателя уменьшается с увеличением тока из-за насыщения коронок зубцов. При полузакрытых пазах изменение $Z_к$ относительно невелико; при закрытых пазах сопротивление $Z_к$ изменяется значительно.

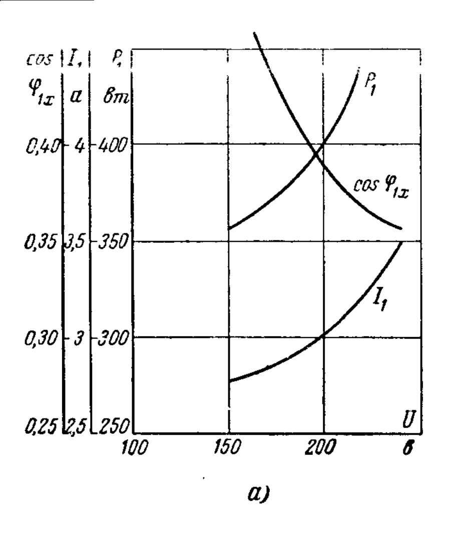
Поскольку параметры схемы замещения двигателя не постоянны, то не существует и круговой диаграммы для рассматриваемого асинхронного двигателя.

Согласно классической теории асинхронной машины только при постоянных параметрах $x_1$, $x'_2$, $Z_к$, $r_к$, которые не изменяются с изменением тока, существует диаграмма токов с неизменным диаметром круга. Отдельные сверхвысокоскоростные двигатели изготовляют с полузакрытыми пазами на роторе и статоре. В таких двигателях с шихтованным пакетом ротора, параметры изменяются меньше, чем при роторе с закрытыми пазами. Примем параметры схемы замещения неизменными и построим обычную круговую диаграмму. В сверхвысокоскоростных двигателях сопротивления $x_1$ и $r_{12}$ могут быть относительно большими; первое за счет большой частоты тока, второе — вследствие повышенных потерь в стали. Сопротивление $r_1$ в таких микродвигателях сравнительно мало, так как мало число витков первичной обмотки. Поэтому угол $2\gamma_1$ получается весьма малым и может быть менее одного градуса (см. табл. 2-4).

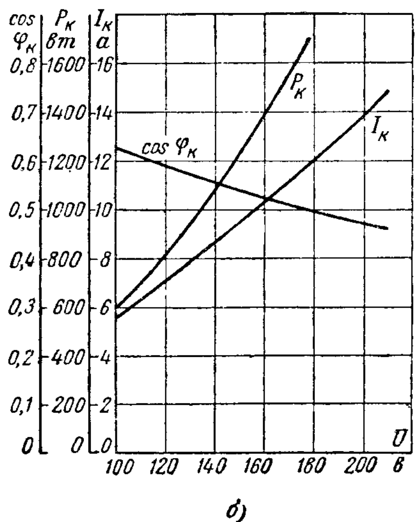
В высокочастотных асинхронных двигателях сопротивление $x_1$ сравнительно велико, а $r_1$ — мало. Поэтому угол $2\gamma_1$ получается из уравнения (2-56) отрицательным, и линия диаметра окружности должна быть повернута по часовой стрелке. Следует напомнить, что в микродвигателях на 50 *гц* $r_1$ велико, а $x_1$ сравнительно мало и линия диаметра окружности поворачивается в противоположном направлении.

Кроме того, при построении круговой диаграммы сверхвысокоскоростного двигателя, следует иметь в виду еще следующие его особенности.

Вследствие больших потерь трения ротора о воздух и потерь в подшипниках получается повышенное значение коэффициента мощности $\cos\varphi_{1x}$ при холостом ходе




а)




б)

Рис. 2-20. Опытные данные асинхронного двигателя с массивным ротором $P_{2н} = 500$ *вт*, $n_1 = 96$ тыс. *об/мин*, $f_1 = 1\,600$ *гц* холостого хода (*а*) и короткого замыкания (*б*) двигателя.

(рис. 2-20). Так, в двигателе на 96 тыс. *об/мин* с номинальной мощностью 500 *вт* при холостом ходе $\cos\varphi_{1x}=0{,}36$. В опыте короткого замыкания двигателя с к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора коэффициент мощности весьма мал (табл. 2-1); при коротком замыкании ($f_1=1\,600$ *гц*) $\cos\varphi_{1к}=0{,}215$, т. е. меньше, чем в опыте холостого хода. В обычных двигателях на 50 *гц* $\cos\varphi_{1x}<\cos\varphi_{1к}$.

Однако в сверхвысокоскоростных двигателях с массивным стальным ротором (рис. 2-20,*б*) и с к. з. обмоткой в стальном массивном роторе (рис. 2-20,*в*) при частоте $f=1\,600$ *гц*, $\cos\varphi_{1к}>\cos\varphi_{1x}$.

Для определения тока сверхвысокоскоростного двигателя при скольжении $s=0$ необходимо знать потери в стали, которые находят из опытных данных холостого хода или расчетным путем. Активная составляющая тока $I_с$ при скольжении $s=0$ равна

$$I_с=\frac{П_с}{m_1U_{1н}}. \quad (2\text{-}61)$$

Далее определяется вектор тока при $s=0$ $I_0=\dot{I}_\mu+\dot{I}_с$. Линия моментов согласно теории асинхронной машины проводится под углом $\alpha_м$, определяемым из соотношения

$$\operatorname{tg}\alpha_м=\frac{r_1}{x_к}. \quad (2\text{-}62)$$

При разных роторах значения $x_к$ различны, поэтому угол наклона линий моментов $\alpha_м$ неодинаков.

Угол наклона линии тока при коротком замыкании $\varphi_{1к}$ определяется из формулы

$$\operatorname{tg}\varphi_{1к}=\frac{x_к}{r_к}. \quad (2\text{-}63)$$

Согласно табл. 2-1, значения $x_к$ и $r_к$ при разных конструкциях ротора значительно отличаются. Поэтому углы наклона линий токов $\dot{I}_{1к}$ для испытанного двигателя на 96 тыс. *об/мин* при разных роторах получились разными, как указано на рис. 2-21.

Поскольку параметры двигателя $x_1$ и $x'_2$ изменяются с изменением насыщения, то двигатель не имеет круговой диаграммы.

Для оценки пусковых и рабочих свойств асинхронных двигателей с переменными параметрами в класси-

ческой электротехнической литературе строят две круговых диаграммы; первую — по параметрам, соответствующим наибольшему току короткого замыкания, вторую — по параметрам при токе короткого замыкания, равном номинальному (см. [Л. III-1, стр. 246]). По этим двум диаграммам намечают примерное геометрическое место токов таких двигателей.

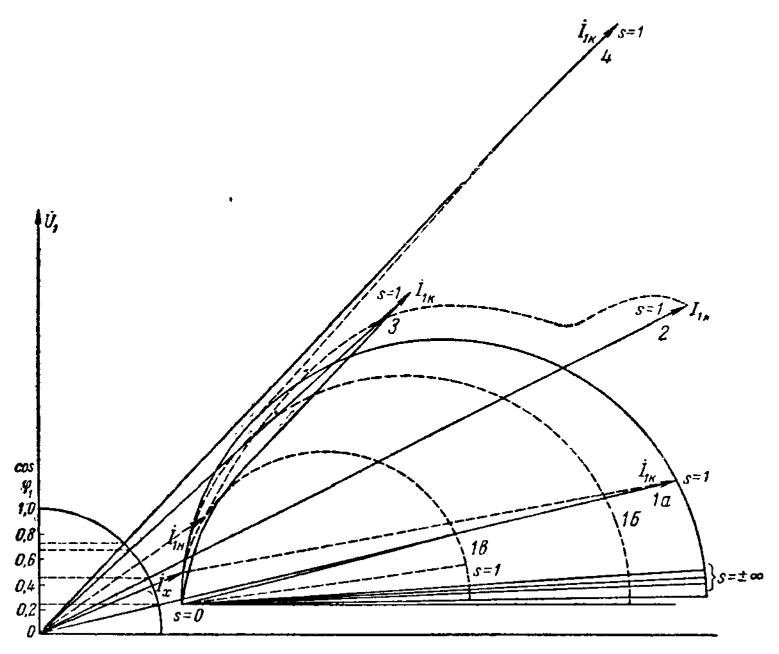



Рис. 2-21. Диаграммы токов двигателя $P_2=500$ *вт*, $n_1=96$ тыс. *об/мин*, $f_1=1\,600$ *гц* при различных роторах.

*1* — с латунной (латунь Л62) к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора; *2* — с латунной к. з. обмоткой в массивном стальном роторе; *3* — с массивным стальным (сталь ШХ-15) ротором; *4* — с омедненным ротором.

Рассмотрим геометрические места токов в электрошпинделе мощностью 100 *вт* на 120—144 тыс. *об/мин* с алюминиевой к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора. Параметры такого двигателя были приведены выше (рис. 2-18, 2-19).

На рис. 2-22 построены круговые диаграммы. Окружность *1* соответствует параметрам двигателя при наибольшем токе короткого замыкания при $s=1$; окруж-

ность 2 — параметрам при токе короткого замыкания, равном номинальному.

В таком асинхронном двигателе конец вектора тока перемещается по линии, отличной от линий окружностей (ориентировочно — по пунктирной кривой 3). При изменении скольжения от $s=1$ до $s=\infty$ токи в обмотках двигателя несколько возрастают и, как следствие, индук-

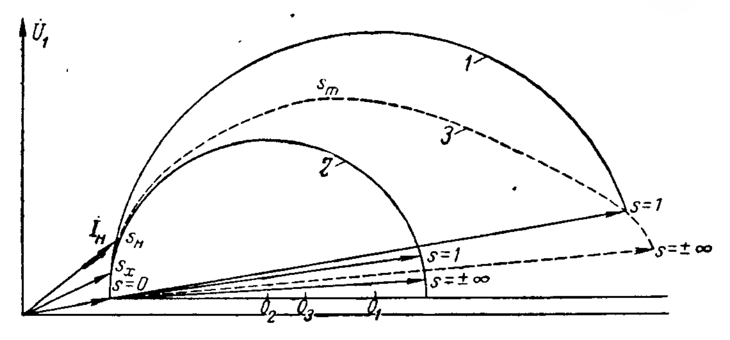



Рис. 2-22. Диаграмма токов сверхвысокоскоростного микродвигателя с к. з. алюминиевой обмоткой в закрытых пазах шихтованного ротора. $P_2=100$ *вт*, $f=2\,400$ *гц*.

тивные сопротивления рассеяния обмоток несколько уменьшаются. Поэтому концы векторов токов $\dot{I}_1$, $-\dot{I}'_2$ при скольжении $s=\infty$ не лежат на линии окружности *1*, соответствующей параметрам при $s=1$. Следовательно, рабочие и пусковые характеристики в данном случае, при переменных параметра следует находить не по круговой диаграмме, а расчетным путем.

На рис. 2-23 показаны опытные данные холостого хода исследованного двигателя, а в табл. 2-5 приведены значения величин холостого хода при скорости вращения 120 и 144 тыс. *об/мин*.

Таблица 2-5

| $n_1$, *об/мин* | $f_1$, *гц* | $U_1$, *в* | $I_{1x}$, *а* | $P_{1x}$, *вт* | $\cos\varphi_{1x}$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 120 000 | 2 000 | 185 | 1,95 | 214 | 0,345 |
| 144 000 | 2 400 | 220 | 2,15 | 300 | 0,375 |

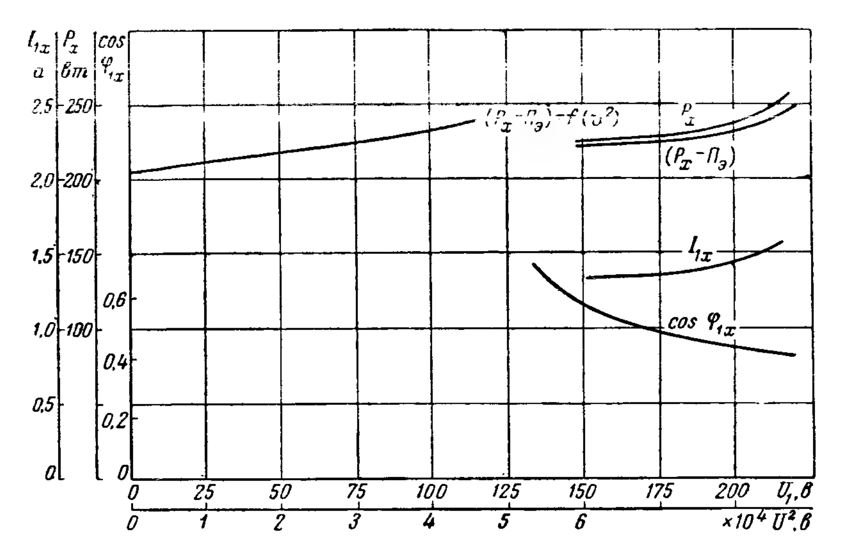



Рис. 2-23. Опытные данные холостого хода сверхвысокоскоростного микродвигателя $f_1 = 2\,000$ *гц*, $n_1 = 120$ тыс. *об/мин*.

## б) Массивный стальной ротор

При изменении скольжения двигателя с массивным стальным ротором от $s = 1$ до значения скольжения, соответствующего холостому ходу, конец вектора тока $I_1$ перемещается по кривой *3* рис. 2-21. Эту кривую с некоторым приближением можно считать дугой окружности. Рассмотрим ее аналитическое выражение.

Если принять допущение, что магнитная проницаемость материала ротора постоянна ($\mu$=пост), то параметры массивного ротора будут изменяться только от скольжения:

$$r'_{2s} = f(\sqrt{s}); \quad x'_{2s} = f'(\sqrt{s}).$$

Эквивалентные, приведенные к частоте сети параметры массивного ротора схемы замещения двигателя можно представить в виде (см. § 2-2):

$$\left.\begin{aligned} r'_2 &= \frac{r'_{2s}}{s} = \frac{r'_{2s}\sqrt{s}}{s\sqrt{s}} = \frac{r'_{2к}}{\sqrt{s}}; \\ x'_2 &= \frac{x'_{2s}}{s} = \frac{x'_{2к}}{\sqrt{s}}; \\ Z'_2 &= r'_2 + jx'_2, \end{aligned}\right\} \qquad (2\text{-}64)$$

Ток ротора

$$\frac{\dot{I}'_2}{c_1}=\frac{\dot{U}_1}{c_1 Z_1+c_1^2 Z'_2}. \qquad (2\text{-}65)$$

При принятых допущениях уравнение (2-65) для двигательного и генеративного режимов работы машины представляет собой уравнение окружности.

Согласно [Л. II-12] она может быть выражена уравнением

$$\dot{N}=\dot{F}+\dot{R}e^{j\theta}, \qquad (2\text{-}66)$$

где $\dot{F}$ — комплекс, определяющий положение центра окружности;

$\dot{R}$ — комплекс, определяющий радиус окружности при $\theta=0$;

$\theta$ — угол, характеризующий положение радиуса $\dot{R}$.

В двигательном режиме

$$\dot{F}_{д}=\frac{\dot{U}_1 e^{j2\gamma_1}}{2x_1}\,\frac{-a+j}{c_1+bk-ab}; \qquad (2\text{-}67)$$

$$\dot{R}_{д}=\frac{\dot{U}_1 e^{j2\gamma_1}}{2x}\,\frac{-a+j}{c_1+bk-ab}, \qquad (2\text{-}68)$$

где

$$a=\frac{x'_{2к}}{r'_{2к}};\; b=\frac{r_1}{x_1};\; k=\frac{r_1}{x_{12}}. \qquad (2\text{-}69)$$

В генераторном режиме в приведенных формулах для $\dot{F}_{д}$ и $\dot{R}_{д}$ перед слагаемыми $a$ и $ab$ следует изменить знаки.

Диаметр окружности для двигательного режима

$$D_{д}=2|\dot{R}_{д}|=\frac{U_1}{x_1}\,\frac{\sqrt{1+a^2}}{c_1+bk-ab}. \qquad (2\text{-}70)$$

Для генераторного режима в (2-70) перед произведением ставится знак плюс. Таким образом, при принятых допущениях конец вектора тока $-\dot{I}''_2=-\frac{\dot{I}'_2}{c_1}$ в двигательном режиме перемещается по дуге одной окружно-

сти, а в генераторном режиме — по дуге другой окружности (рис. 2-24).

Полученное геометрическое место токов с некоторым приближением характеризует величины в первый момент пуска двигателя, когда $s \approx 1$, поскольку параметры $r_{2к}$, $x_{2к}$, соответствуют этому режиму. При меньших скольжениях с изменением скольжения в широком

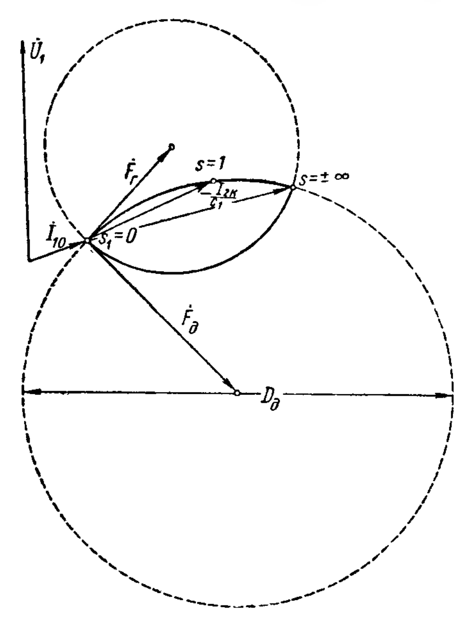



Рис. 2-24. К определению геометрического места токов асинхронного двигателя с массивным стальным ротором.

диапазоне, например от $s \approx 0$ до $s=1$, токи $\dot{I}'_2$ и $\dot{I}_1$ значительно изменяются. Поэтому изменяются поля рассеяния и основное поле в машине. Вследствие этого резко изменяется также магнитная проницаемость $\mu$ материала ротора, а следовательно, и параметры $r'_2$ и $x'_2$, которые пропорциональны $\sqrt{\mu}$.

В результате этого годографом вектора тока $-\dot{I}''_2$ будет не линия окружности, а кривая, значительно отличающаяся от нее.

*ГЛАВА ТРЕТЬЯ*

# ВРАЩАЮЩИЙ МОМЕНТ И ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНОГО ДВИГАТЕЛЯ

## 3-1. ВРАЩАЮЩИЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ МОМЕНТ

Момент сопротивления нагрузки при установившемся режиме работы уравновешивается на валу двигателя вращающим электромагнитным моментом, развиваемым двигателем. Электромагнитный момент $M_э$ выражается через электромагнитную мощность $P_{12}$, передаваемую от статора к ротору посредством электромагнитного поля, уравнением

$$M_э = \frac{P_{12}}{\Omega_1}, \ \textit{дж}, \qquad (3\text{-}1)$$

где

$$P_{12} = m_2 E_2 I_2 \cos\psi_2 = m_1 E'_2 I'_2 \cos\psi_2, \quad \textit{вт}, \qquad (3\text{-}2)$$

$\Omega_1$ — угловая скорость вращения н. с. статора, *рад/сек*.

Согласно схеме замещения (рис. 2-11) и уравнению (3-2) электромагнитный момент по первой гармонике тока ротора равен:

$$M_э = \frac{m_1 E'_2 I'_2 \cos\psi_2}{\Omega_1} =$$

$$= \frac{m_2 (I_2)^2 \frac{r_{2s}}{s}}{\Omega_1} = \frac{m_1 (I'_2)^2 \frac{r'_{2s}}{s}}{\Omega_1}, \ \textit{дж}. \qquad (3\text{-}3а)$$

Ток

$$I'_2 = \frac{U_1}{\sqrt{\left(r_1 + c_1 \frac{r'_{2s}}{s}\right)^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2}}, \ а.$$

Учитывая, что

$$\Omega_1 = \frac{2\pi n_1}{60}, \ \frac{рад}{сек};$$

$$1 \ кГ \cdot м = 9{,}81 \ дж;$$

$n_1$, *об/мин*;

$$x'_2 = \frac{x'_{2s}}{s};$$

получаем:

$$M_э = \frac{m_1 U_1^2 r'_{2s}}{1{,}028 s n_1 \left[\left(r_1 + c_1 \frac{r'_{2s}}{s}\right)^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2\right]}, \text{ кГ·м}. \quad (3\text{-}3б)$$

Вращающий момент двигателя с массивным стальным ротором:

$$M_э = \frac{m_2 (I_{2s})^2 r_{2s}}{1{,}028 n_1} = \frac{m_1 (I'_2)^2 r'_2}{1{,}028 \sqrt{s}\, n_1}, \text{ кГ·м}. \quad (3\text{-}4а)$$

Подставив в (3-4а) выражение тока $I'_2$, получим:

$$M_э = \frac{U_1^2 r'_2}{1{,}028 n_1 \sqrt{s} \left[\left(r_1 + \frac{c_1 r'_2}{\sqrt{s}}\right)^2 + \left(x_1 + \frac{c_1 x'_2}{\sqrt{s}}\right)\right]}, \text{ кГ·м} \quad (3\text{-}4б)$$

Если взять производную $\frac{dM}{ds}$ и приравнять ее нулю, то найдем значение критического скольжения $s_m$, при котором двигатель развивает максимальный момент:

а) при к. з. обмотке в шихтованном пакете ротора

$$s_m = \frac{c_1 (r'_2)^2}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2}};$$

б) при массивном стальном роторе

$$s_m = \left[\frac{c_1 r'_2}{x_1}\right] \frac{\left(1 + \frac{r'_2}{x'_2}\right)^2}{1 + \left(\frac{r_1}{x_1}\right)^2}.$$

Подставив соответствующее значение $s_m$ в уравнение для электромагнитного момента, получим максимальный момент двигателя при к. з. обмотке в шихтованном пакете ротора:

$$M_m = \frac{m_1 U_1^2}{1{,}028 \cdot 2 n_1 c_1 \left[r_1 + \sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2}\right]}, \text{ кГ·м}; \quad (3\text{-}5)$$

при массивном стальном роторе

$$M_m = \frac{m_1 U_1^2}{1{,}028 \cdot 2n_1 x_1 c_1 \left[a + \rho_1 + \sqrt{(1+a^2)(1+\rho_1^2)}\right]}, \quad (3\text{-}6)$$

где

$$\rho_1 = \frac{r_1}{x_1}; \; a = \frac{r'_2}{x'_2}.$$

Полезный момент на валу двигателя

$$M_2 = \frac{P_2}{1{,}028 n_2}; \quad (3\text{-}7)$$

здесь $P_2$ — полезная мощность,

$$P_2 = P_{12} - П_2 - П_{мех},$$

где $П_2 = П_{э20} + П_{с20}$ — потери в роторе;

$П_{э20}$ — потери в обмотке ротора;

$П_{с20}$ — потери в стали ротора;

$П_{мех}$ — механические потери, состоящие из потерь на трение в подшипниках и потерь на трение ротора о воздух.

## 3-2. УЧЕТ ВЛИЯНИЯ ВЫСШИХ ГАРМОНИЧЕСКИХ НАМАГНИЧИВАЮЩЕЙ СИЛЫ НА ВЕЛИЧИНУ МОМЕНТА

В трехфазной машине с целым числом пазов на полюс и фазу н. с. содержит гармоники порядка $\nu = 6k \pm 1$, где $k$ — целое число. Гармоники н. с. порядка $\nu = 6k + 1$ (7, 13, 19 и т. д.) вращаются по направлению вращения, а порядка $\nu = 6k - 1$ (5, 11, 17 и т. д.) — против направления вращения основной волны н. с.

Короткозамкнутая обмотка ротора в виде беличьей клетки создает н. с. с тем же числом полюсов, какое имеет н. с. статорной обмотки. Так как последняя создает ряд вращающихся с различными скоростями и в различных направлениях волн н. с., то «беличья клетка» может вступать во взаимодействие с любой из этих волн н. с. Взаимодействие н. с. данной гармонической статора с н. с. обмотки ротора может создавать как асинхронные, так и синхронные вращающие моменты.

Образование пространственных гармонических н. с. статорной обмотки можно представить себе таким об-

разом, как будто на статоре выполнен ряд обмоток на различные числа полюсов, соединенных последовательно и питаемых током одной и той же частоты.

Для трехфазной обмотки результирующая н. с. выражается следующим уравнением:

$$F_1 = \frac{3\sqrt{2}}{\pi p} I_1 w_1 \sum_1^{\nu} \frac{k_{0\nu}}{\nu} \sin(\omega t \pm \nu\alpha), \qquad (3\text{-}8)$$

где $\nu = 1, 5, 7, 11$ и т. д.;

$t$ — время;

$\alpha$ — начальный угол;

$k_{0\nu}$ — обмоточный коэффициент, равный $k_{0\nu} = k_{p\nu} k_{y\nu}$.

Коэффициент распределения $\nu$-й гармоники

$$k_{p\nu} = \frac{\sin \frac{\pi}{2m} \nu}{\sin \frac{\pi}{2mq} \nu}. \qquad (3\text{-}9)$$

Коэффициент укорочения $\nu$-й гармоники

$$k_{y\nu} = \sin \nu\beta \frac{\pi}{2}. \qquad (3\text{-}10)$$

Наибольшее значение имеют гармоники н. с. порядка

$$\nu = 2qm \pm 1 = \frac{z}{p} \pm 1, \qquad (3\text{-}11)$$

так как они являются наименьшими по порядку гармониками, имеющими высокие обмоточные коэффициенты, равные обмоточным коэффициентам основной волны. Эти гармоники н. с., как было указано в § 1-4, носят название гармоник зубцового порядка. Весьма важное их свойство заключается в том, что при целом $q$ сокращение шага, возможное лишь на целое число пазов, не влияет на величину их обмоточных коэффициентов.

Если для основного поля число полюсов $2p$, то для $\nu$-й гармоники н. с. число полюсов $(2p)_\nu = 2p\nu$, а синхронная скорость

$$n_{c\nu} = \frac{n_{c1}}{\nu}. \qquad (3\text{-}12)$$

При прохождении ротора через синхронную скорость $n_{c\nu}$ вращающий момент $M_\nu$, обусловленный $\nu$ гармонической н. с., переходит через нулевое значение и изменяет знак. Результирующий момент равен сумме моментов отдельных гармоник с учетом их знака.

Из теории электрических машин известно [Л. III-4], что отношение максимального момента от высшей гармонической к пусковому моменту от основной волны н. с. определяется следующим выражением:

$$\frac{M_{\nu m}}{M_{n1}} \approx \frac{1}{2\nu} \frac{x_{12}}{r''_2} \times \left( \frac{k_{r\nu}}{k_{r1}} \frac{k_{\text{ск}\nu}}{k_{\text{ск}1}} \right)^2, \tag{3-13}$$

где

$$k_{r\nu} = \frac{\sin\left( \frac{\pi p}{z_2} \nu \right)}{\frac{\pi p}{z_2} \nu}. \tag{3-14}$$

Эквивалентное активное сопротивление

$$r''_2 = \frac{r'_2}{\sigma_2^2}, \tag{3-15}$$

где

$$\sigma_2 \approx 1 + \frac{x'_2}{x_{12}}. \tag{3-16}$$

Паразитные асинхронные моменты, создаваемые высшими гармоническими н. с., в том числе и зубцовыми гармоническими, можно уменьшить, ослабив гармонические н. с. статорной обмотки. Для этой цели следует применять двухслойную обмотку с укороченным шагом и наибольшим возможным числом пазов на полюс и фазу. Устранение паразитных синхронных моментов достигается подбором чисел пазов ротора и статора.

Довольно эффективным средством борьбы с паразитными асинхронными и синхронными моментами является скос пазов, с помощью которого снижаются вибрационные силы и уменьшается шум в машине. Однако при скосе пазов увеличиваются индуктивные сопротивления рассеяния статора и ротора, вследствие чего несколько снижаются пусковой и максимальный вращающие моменты.

## 3-3. ГИСТЕРЕЗИСНЫЙ МОМЕНТ

Стальной ротор асинхронного двигателя находится во вращающемся магнитном поле. При вращательном перемагничивании стали явление гистерезиса, обусловленное внутренними молекулярными силами, проявляется в отставании на некоторый угол вектора индукции $B$ от вектора напряженности поля $H$. При этом возникает электромагнитный момент

$$M_{г} \equiv Q_{р} \oint B\,dH, \qquad (3\text{-}17)$$

где $Q_{р}$ — объем перемагничиваемой стали ротора. Интеграл представляет площадь гистерезисной петли материала ротора (рис. 3-1) и характеризует потери за один

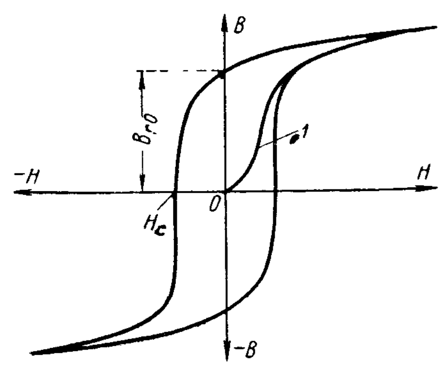



Рис. 3-1. Цикл перемагничивания и основная кривая (*1*) намагничивания ферромагнитного материала.

цикл перемагничивания. Потери на гистерезис в стали ротора пропорциональны скольжению, квадрату индукции и объему перемагничиваемого материала

$$\Pi_{гs} = s\Pi_{г}, \qquad (3\text{-}18)$$

где потери на гистерезис в материале ротора при $s = 1$ равны:

$$\Pi_{г} = p_{г0} f_1 Q_{р}, \qquad (3\text{-}19)$$

$p_{г0}$, $\frac{вт}{гц \cdot см^3}$ — потери мощности от вращательного гистерезиса в единице объема материала ротора

при данной индукции $B_p$ за один цикл перемагничивания;

$f_1$ — частота перемагничивания.

Электромагнитный момент связан с потерями в роторе уравнением

$$M_г = \frac{П_{гs}}{sn_1 1,028} = \frac{П_г}{n_1 1,028}, \qquad (3\text{-}20)$$

где потери $П_{гs}$ выражены в ваттах, а скорость вращения $n_1$ — в оборотах в минуту.

Потери $П_{гs}$ при $s=1$ оказываются наибольшими, а при $s=0$ $П_{гs}=0$; но величина гистерезисного момента в функции скольжения остается неизменной:

$$M_г = f(s) = \text{const},$$

что следует из вышеприведенных уравнений.

Отдельные асинхронные двигатели, в которых момент трения мал, при холостом ходе вращаются с синхронной скоростью под действием гистерезисного момента. В этом случае момент

$$M_{г\,(s=0)} = M_{г\,(s=1)},$$

а потери на гистерезис в роторе равны нулю:

$$П_{г\,(s=0)} = 0.$$

При синхронной скорости вращения ротора гистерезисный момент возникает в результате магнитного состояния материала ротора, аналогично тому, как возникает момент в синхронном двигателе с постоянными магнитами. Роль постоянного магнита здесь выполняет материал ротора, однако с той разницей, что намагничивание материала ротора происходит от н. с. первичной обмотки асинхронного двигателя. Чем больше коэрцитивная сила $H_c$ и остаточная индукция $B_{r0}$ (рис. 3-1), тем больше гистерезисный момент. Для хромистой стали ШХ-15 $H_c=40$ *а/см*, а $B_{r0}=7\,300$ *гс*.

В асинхронном режиме рассматриваемых двигателей, как с массивным стальным ротором, так и с к. з. обмоткой в шихтованном пакете ротора, гистерезисный момент $M_г$ суммируется с моментом от токов в роторе $M_i$:

$$M_э = M_i + M_г = \frac{П_{s2}}{1,028 n_1} + \frac{П_г}{1,028 n_1}, \qquad (3\text{-}21)$$

где $П_{s2}$ — потери от токов в роторе.

Потери $П_г$ согласно (3-19) тем больше, чем больше удельные потери $p_{г0}$ за один цикл перемагничивания.

Рассмотрим приближенный метод определения гистерезисных потерь в роторе, а следовательно, и величины гистерезисного момента.

Объем материала ротора, в котором происходит вращательное перемагничивание, равен:

$$Q_р = \pi (R_2^2 - R_3^2)\, l_2 = \pi R_2^2 (1 - \beta_2^2)\, l_2, \qquad (3\text{-}22)$$

где $\beta_2 = \frac{R_1}{R_2} = 0{,}85 - 0{,}90$ — зависит от глубины проникновения магнитного потока в стальной массив ротора;

$l_2$ — длина пакета ротора;

$R_2$ — внешний радиус ротора;

$R_3$ — наименьший радиус гистерезисного слоя ротора;

$h_г = (R_2 - R_3)$ — толщина гистерезисного слоя ротора.

Для определения удельных потерь от гистерезиса $p_{г0}$ необходимо знать магнитную индукцию в перемагничиваемом слое ротора. За расчетную магнитную индукцию в перемагничиваемом слое при синусоидальном поле примем среднее значение индукции в слое $B_р$, которое получим из соотношения потоков на полюсном делении в воздушном зазоре и в роторе:

$$0{,}5 \frac{2}{\pi} B_\delta \tau l_\delta = B_р l_2 h_г. \qquad (3\text{-}23)$$

Отсюда

$$B_р = \frac{\tau}{\pi} B_\delta \frac{1}{h_г} \frac{l_\delta}{l_2}, \qquad (3\text{-}24)$$

где $\tau$, $l_\delta$, $l_2$, $h_г$ выражены в сантиметрах.

Намагничивающая сила ротора равна:

$$F_{\mu р} = H_{р\mu} L_р, \qquad (3\text{-}25)$$

где $L_р = \frac{\pi (D_2 - h_г)}{2p}$ — длина среднего пути потока в роторе.

Обычно известна кривая намагничивания материала ротора $B = f(H)$. Зная индукцию $B_р$, по указанной кривой находят $H_{рр}$ и определяют $F_{\mu р}$. Суммарная величина н. с.

на пару полюсов $F_{\mu 1}$ определяется из расчета магнитной цепи и связана с намагничивающим током уравнением

$$F_{\mu 1} = \frac{0,9 m_1 k_{01} w_1 I_{\mu 1}}{p}. \qquad (3\text{-}26)$$

Определение удельных потерь от гистерезиса проводится по экспериментальной кривой гистерезисной петли материала ротора по значениям $B_р$ или $H_{р\mu}$ в зависимости от того, что в расчете является исходным: магнитный поток, индукция $B_\delta$ или намагничивающий ток, линейная нагрузка. Потери от гистерезиса тем больше, чем шире гистерезисная петля, чем больше ее площадь.

При применяемой для ротора сверхвысокоскоростного двигателя хромоникелевой стали ШХ-15 (с термообработкой) потери от гистерезиса в стали ротора получаются небольшими и величина гистерезисного момента мала по сравнению с моментом от токов активного слоя ротора. В случае шихтованного пакета ротора из тонколистовой электротехнической стали Э31, Э41 величина гистерезисного момента по сравнению с моментом от тока к. з. обмотки еще меньше.

## 3-4. МОМЕНТ ДВИГАТЕЛЯ ПРИ РОТОРАХ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

### а) Двигатель с массивным стальным ротором

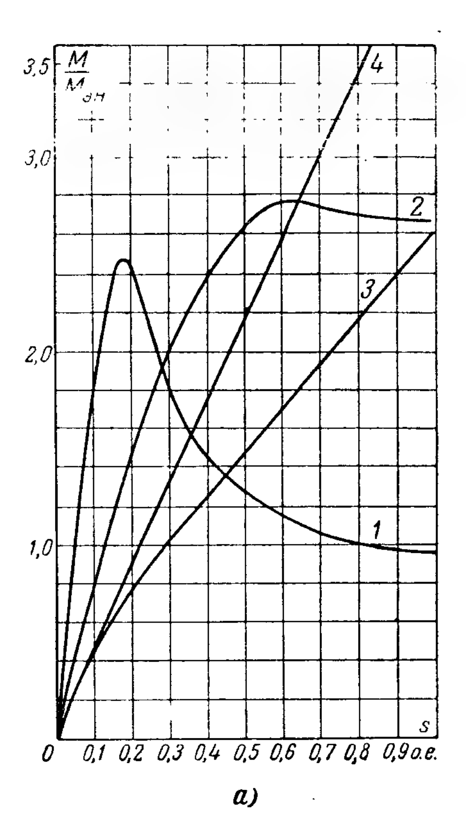
Отличительной особенностью такого двигателя является то, что параметры массивного ротора изменяются с изменением скольжения и магнитной проницаемости пропорционально $\sqrt{s\mu}$, где $\mu$ в свою очередь зависит от скольжения вследствие изменения тока ротора. С увеличением скольжения, т. е. с увеличением тока ротора, уменьшается магнитная проницаемость стали. При больших скольжениях в области $s \approx 1$ величина $\sqrt{s\mu}$ мало изменяется. В области номинального скольжения значение $s\mu$ существенно изменяется. Зависимости $r'_{2s}, x'_{2s} = f(s)$ имеют вид, показанный на рис. 2-8. Значение критического скольжения при таком роторе в сверхвысокоскоростных двигателях получается больше или около единицы. Вращающий момент двигателя с массивным ротором при изменении скольжения от холостого хода до $s \approx 1$ возрастает (кривая *3* рис. 3-2). Существенный

Рис. 3-2. Зависимость вращающего момента сверхвысокоскоростного двигателя в функции скольжения.

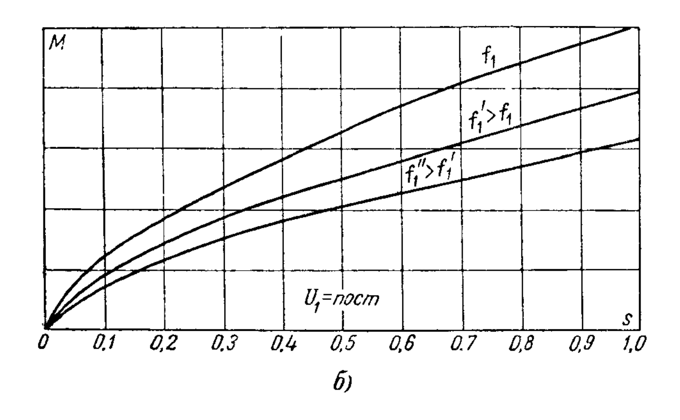
*а* — при различных исполнениях ротора.

*1* — к. з. обмотка в шихтованном роторе; *2* — массивный стальной ротор с к. з. обмоткой; *3* — массивный стальной ротор; *4* — омедненный массивный ротор.

*б* — при различной частоте $f_1$ и $U_1$ = пост. в двигателе с массивным стальным ротором.




а)




б)

недостаток асинхронного двигателя с массивным ротором, как было указано, заключается в том, что ротор имеет повышенное скольжение и сильно нагревается. В результате этого могут сильно нагреваться обмотка статора и подшипники. При пуске вследствие нагревания внутреннего кольца подшипника и удлинения вала ротора может происходить заклинивание подшипника.

### б) Двигатель с к. з. обмоткой в стальном массиве

С целью устранения указанных недостатков двигателя в стальной массив ротора закладывают к. з. обмотку, стержни которой располагают близко к периферии ротора и по торцам соединяют кольцами из того же материала, что и стержни (медь, латунь, алюминий). При пуске, когда частота тока ротора велика, действует в основном стальной массив, по поверхности которого проходит большой ток, а в к. з. обмотке ток весьма мал. При номинальной скорости вращения частота тока ротора сравнительно мала, магнитное поле проникает глубже в стальной массив, увеличивается потокосцепление с к. з. обмоткой ротора и ток в ней. Такой двигатель аналогичен двигателю с двойной «беличьей клеткой» на роторе. Кривая его момента $M=f(s)$ показана на рис. 3-2 (кривая *2*). При номинальном режиме работы скольжение ротора рассматриваемого двигателя значительно меньше, чем у двигателя с массивным ротором без к. з. обмотки; пусковые моменты этих двигателей почти одинаковы. На рис. 3-2 показана для сравнения зависимость $M=f(s)$ двигателя с омедненным ротором (кривая *4*).

В табл. 2-1 приведены значения $M_п/M_{эн}$ и скольжения $s_н$, измеренные непосредственно на исследованном двигателе.

### в) Двигатель с к. з. обмоткой в шихтованном пакете ротора

Зависимость $\frac{M}{M_{эн}}=f(s)$ при таком роторе построена на рис. 3-2 (кривая *1*). Как отмечалось выше, индуктивные сопротивления в высокочастотном двигателе получаются повышенными, что приводит к уменьшению пускового и максимального моментов. С целью уменьше-

ния времени пуска следует увеличить пусковой момент. Для этого изготовляют к. з. обмотку из материала с повышенным удельным электрическим сопротивлением — из латуни или бронзы (см. табл. 1-1). Оказалось возможным применить на практике шихтованный ротор с к. з. алюминиевой обмоткой.

### г) Выводы

Ранее считали наиболее целесообразным применять для сверхвысокоскоростных двигателей массивный стальной ротор из материала со сравнительно большим запасом прочности по пределу текучести. На основании многочисленных экспериментальных исследований сверхвысокоскоростных асинхронных двигателей с массивным стальным ротором из твердой стали автор пришел к выводу о нецелесообразности их применения в микродвигателях со скоростью вращения свыше 100 тыс. *об/мин* из-за плохих электромеханических характеристик.

С увеличением частоты тока уменьшается глубина активного слоя массивного ротора, возрастает сопротивление току ротора и, как следствие, уменьшается ток ротора и вращающий момент (рис. 3-2,*б*).

При скоростях вращения (150—200) тыс. *об/мин* двигатели следует строить с к. з. обмоткой на роторе по рис. 1-3. При создании двигателей на большие линейные скорости следует помещать к. з. обмотку в полузакрытые пазы массивного ротора из твердой стали с бандажным цилиндром из немагнитной стали с большим пределом текучести (рис. 1-4).

## 3-5. ПОТЕРИ ЭНЕРГИИ В ДВИГАТЕЛЕ

В сверхвысокоскоростных асинхронных двигателях возникают потери энергии в стали и в обмотках, а также механические потери. От величины этих потерь зависят электромеханические характеристики двигателя, его нагревание, надежность в работе и срок службы.

Потери в обмотках и в стали разделяются на основные и добавочные. Основные потери в обмотках определяются первой гармоникой тока; основные потери в стали определяют по первой гармонике магнитного потока.

Потери от высших гармонических и от полей рассеяния относят к добавочным потерям.

Рассмотрим последовательно отдельные виды потерь и методы их учета.

### а) Основные потери в стали при больших частотах

Основные потери в стали состоят из суммы потерь в стали статора и ротора. Они обусловлены вихревыми токами, гистерезисом и зависят от частоты и магнитной индукции.

Потери в стали на единицу веса

$$p_c = \sigma_c f^{\alpha} B_c^{\beta}, \tag{3-27}$$

где $B_c$ — амплитуда индукции в стали;

$\alpha$, $\beta$ — коэффициенты;

$\sigma_c$ — постоянная материала.

Эти потери определяют как сумму потерь:

$$p_c = p_{c\text{г}} + p_{c\text{ф}} = \sigma_{c\text{г}} k_{\text{г}} f^{\alpha_{\text{г}}} B_c^{\beta_{\text{г}}} + \sigma_{c\text{ф}} k_{\text{ф}} f^{\alpha_{\text{ф}}} B_c^{\beta_{\text{ф}}}, \tag{3-28}$$

где $p_{c\text{г}}$ — потери от гистерезиса;

$p_{c\text{ф}}$ — потери от вихревых токов;

$k_{\text{г}}$, $k_{\text{ф}}$ — коэффициенты, учитывающие увеличение потерь вследствие неравномерного распределения индукции по толщине листа;

$\sigma_{c\text{г}}$ — постоянная материала, зависящая от сорта стали;

$$\sigma_{c\text{ф}} = \sigma_{\text{ф}} \Delta_c^2 = \frac{\pi^2}{6\rho_c\gamma} \Delta_c^2;$$

$\Delta_c$ — толщина стального листа;

$\rho_c$ — удельное электрическое сопротивление стали;

$\gamma$ — удельный вес;

$\alpha_{\text{г}}$, $\beta_{\text{г}}$, $\alpha_{\text{ф}}$, $\beta_{\text{ф}}$ — коэффициенты.

В тех частях магнитопровода асинхронного двигателя, в которых напряженность магнитного поля изменяется по направлению, оставаясь постоянной по величине, происходит вращательное перемагничивание. При изменении величины напряженности поля происходит переменное (линейное) перемагничивание.

Потери от гистерезиса при изменении индукции до 15 тыс. *гс* в случаях вращательного или линейного перемагничивания мало отличаются друг от друга и зависят от квадрата индукции, так же как и потери от вихревых токов; поэтому при расчетах принимают:

$$\beta_{г} = \beta_{ф} = \beta = 2;$$

$$\alpha_{г} = 1; \quad \alpha_{ф} = 2.$$

Коэффициенты, учитывающие увеличение потерь вследствие неравномерного распределения индукции по толщине листа, определяют по формулам:

$$k_{г} = \frac{\xi}{2} \frac{\operatorname{sh} \xi + \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi - \cos \xi}; \tag{3-29}$$

$$k_{ф} = \frac{3}{\xi} \frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi - \cos \xi}; \tag{3-30}$$

$$\xi = \alpha \Delta_{c} = 2\pi \Delta_{c} \sqrt{\frac{\mu' f}{\rho_{c} 10^{5}}}, \tag{3-31}$$

где $\Delta_{c}$, *см*;

$$\mu' = \frac{\mu}{\mu_0};$$

$$\rho_{c}, \quad ом \frac{мм^2}{м}.$$

Для определения суммарных удельных потерь в стали можно использовать уравнение

$$p_{c} = p_{7,5/400} \left( \frac{B_{c}}{7\,500} \right)^{\beta} \left( \frac{f}{400} \right)^{\alpha}, \quad \frac{вт}{кГ}, \tag{3-32}$$

где $p_{7,5/400}$ — суммарные удельные потери в стали при индукции 7 500 *гс* и частоте $f = 400$ *гц*, значения которых даны в ГОСТ 802-54 на тонколистовую электротехническую сталь.

В табл. 3-1 приведены значения удельных потерь $p_{7,5/400}$ и $p_{10/400}$ ($B = 10\,000$ *гс*, $f = 400$ *гц*) для некоторых марок стали. При частоте $f = 50$ *гц* $\alpha = 1,3$; $\beta = 2$.

С увеличением частоты потери в стали возрастают в большей степени, чем указанное значение $\alpha$, асимптотически приближаясь к некоторой величине. При часто-

Таблица 3-1

**Удельные потери в стали**

| Марка стали | Толщина листа, *мм* | Удельные потери, *вт/кГ* | |
|---|---|---|---|
| | | $p_{7,5/400}$ | $p_{10/400}$ |
| Э34 | 0,35 | 13,0 | 23,0 |
| Э40 | 0,35 | 12,0 | 21,0 |
| Э44 | 0,35 | 10,7 | 19,0 |
| Э44 | 0,20 | 7,2 | 12,5 |
| Э44 | 0,15 | 6,8 | 11,7 |
| Э44 | 0,1 | 6,0 | 10,5 |

те свыше 1 000 *гц* коэффициент $\alpha$ принимают равным 1,5 –1,6.

Потери в стали существенно зависят от частоты. Поэтому с увеличением частоты величину магнитной индукции в стали следует выбирать меньшей с целью сохранения постоянной температуры стали.

Полные потери в стали

$$П_с = k_д p_с G_с, \quad вт, \tag{3-33}$$

где $G_с$ — вес стали, *кГ*;

$k_д$ — коэффициент, учитывающий увеличение потерь в результате обработки стали.

Поскольку индукции в зубцах и ярме различны, потери в зубцах и ярме статора и ротора определяют отдельно:

$$П_с = П_{с1} + П_{с2}; \tag{3-34}$$

потери в стали статора

$$П_{с1} = П_{сj_1} + П_{сz} = k_{дj_1} p_{сj_1} G_{сj_1} + k_{дz_1} p_{сz_1} G_{z_1}; \tag{3-35}$$

потери в стали ротора

$$П_{с2} = k_{дj_2} p_{сj_2} G_{сj_2} + k_{дz_2} p_{сz_2} G_{z_2}, \tag{3-36}$$

где $G_{сj_1}$, $G_{сj_2}$ — веса ярем статора и ротора;

$G_{z_1}$, $G_{z_2}$ — веса зубцов статора и ротора.

Для сверхвысокоскоростных асинхронных двигателей при отсутствии термообработки стали после штамповки коэффициент $k_д$ можно принять равным:

для спинки статора и ротора $k_д = 1,5 - 2$;

для зубцов статора и ротора $k_д = 2 - 2,5$.

Потери в стали ротора зависят от скольжения $s$, поскольку частота $f_2 = sf_1$. При номинальном режиме работы двигателя с к. з. обмоткой на роторе скольжение составляет $s_н = (2-5)\%$. Поэтому, если, например, принять для двигателя со скоростью вращения 120 000 *об/мин* номинальное скольжение равным $s_н = 0,05$, то частота

$$f_{2н} = s_н f_1 = 0,05 \cdot 2\,000 = 100\ гц.$$

В обычном же двигателе на частоту $f_1 = 50$ *гц* при том же скольжении частота тока в роторе равна $f_{2н} = 2,5$ *гц*. Отсюда видно, почему при номинальном режиме работы потери в стали ротора сверхвысокоскоростного двигателя необходимо учитывать в то время, как в двигателе на 50 *гц* ими можно пренебречь.

### б) Добавочные потери при холостом ходе и нагрузке

Добавочные потери целесообразно разбить на две группы. Одна группа добавочных потерь возникает при нагрузке, другая — при холостом ходе.

Добавочные потери при нагрузке возникают от н. с. статора и ротора и их можно подразделить на следующие составляющие:

1) потери в обмотках от вихревых токов, вызванные потоком рассеяния паза;

2) потери в торцовых частях двигателя, вызванные потоком рассеяния лобовых частей обмоток;

3) поверхностные потери в стали от высших гармонических магнитного поля;

4) пульсационные потери во всем объеме стали зубцов от высших гармонических магнитного поля;

5) потери в обмотке ротора в трехфазном двигателе от токов шестикратной частоты, индуктированных потоком рассеяния статора;

6) добавочные потери в стали двигателя, вызванные потоком рассеяния из-за скоса пазов.

При холостом ходе двигателя добавочные потери получаются в результате пульсаций потока, которые возникают из-за наличия зубцов в статоре и роторе. Они могут быть подразделены на пульсационные потери во всем объеме стали зубцов и поверхностные потери в стали от зубцовых гармонических.

Величина добавочных потерь зависит от конструкции двигателя и от технологии его изготовления. Поэтому формулы для расчета этих потерь не являются точными. Рассмотрим отдельные виды добавочных потерь и методы приближенного определения некоторых из них.

1. Токи, проходящие по проводникам обмотки, создают изменяющиеся во времени поля рассеяния в пазовой и лобовой частях обмотки, в результате чего возникают вихревые токи в толще проводника, приводящие к неравномерному, распределению плотности тока по сечению проводника.

2. Потери в торцовых частях двигателя создаются вихревыми токами от потоков рассеяния, пронизывающих в аксиальном направлении листы сердечника и другие металлические части двигателя.

Вследствие разнообразия конструкций двигателей и сложности определения путей прохождения потока рассеяния практически невозможно вывести формулы для определения торцовых потерь.

3. При нагрузке асинхронного двигателя в результате ступенчатого характера кривой н. с., обусловленного распределением обмоток по пазам, в воздушном зазоре возникают высшие гармоники индукции с полюсным делением $\tau_\nu = \frac{\tau}{\nu}$, имеющие частоту по отношению ротора $f_\nu = f_1(\nu \pm 1)$, где $\nu = 5,7 \ldots$ Например, для обратновращающегося поля 5-й гармоники

$$f_5 = f_1(5+1) = 6f_1,$$

а для прямовращающегося поля 7-й гармоники

$$f_7 = f_1(7-1) = 6f_1.$$

Указанные гармонические поля вызывают потери на поверхности ротора, которые определяются (с учетом изменения магнитной проводимости из-за наличия зубцов) в [Л. VI-7] по формуле

$$\Pi_{sL2} = 83D \cdot l_\delta \left(\frac{I}{z_1 I_{1x}}\right)^2 \left(\frac{B_\delta}{100}\right)^2 \sigma_{z_2} t_{z_1} k_{\text{p}f}, \quad \textit{вт}. \qquad (3\text{-}37)$$

Потери на поверхности статора

$$\Pi_{sL1} = 83D \cdot l_\delta \left(\frac{I_1}{z_2 I_x}\right)^2 \left(\frac{B_\delta}{100}\right)^2 \sigma_{z_1} t_{z_2} k_{\text{p}f}, \qquad (3\text{-}38)$$

где $B_\delta$ — индукция в воздушном зазоре, *гс*;

$D$, $l_\delta$ — диаметр расточки статора и его активная длина, *см*;

$t_{z1}$, $t_{z2}$ — зубцовые деления статора и ротора, *см*.

$\sigma_z = f(f_\nu, B)$, *вт/см*³ — коэффициент удельных потерь в стали с учетом глубины проникновения электромагнитной волны.

Коэффициент $k_{pf}$ характеризует изменение магнитной индукции в зазоре вследствие наличия шлицев; он равен:

$$k_{pf} = \left(\frac{\beta}{2-\beta}\right)^2, \tag{3-39}$$

где $\beta = f\left(\frac{a}{\delta}\right)$,

$a$ — раскрытие паза;

$\delta$ — воздушный зазор (см. рис. 3-3,$a$).

Максимальное значение радиальной составляющей индукции каждой гармоники

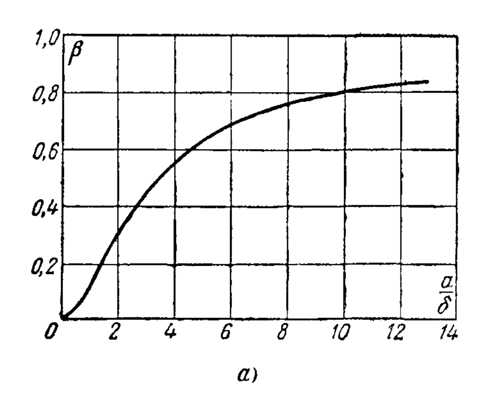
$$B_\nu = \frac{\pi}{4}\left(\frac{\beta}{2-\beta}\right)B_\delta. \tag{3-40}$$

При закрытых пазах на роторе $\Pi_{sl1} = 0$.

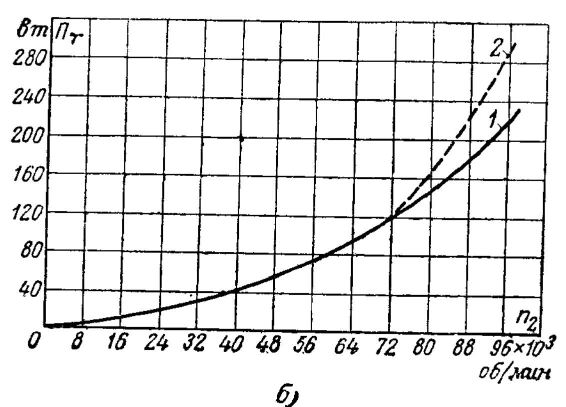
4. Кроме поверхностных потерь, высшие гармоники намагничивающих сил вызывают потери во всем объеме стали зубцов и в обмотках. Величина пульсирующего потока в зубцах ротора, вызванного зубцовыми гармоническими н. с. статора, зависит от соотношения чисел пазов ротора и статора. В двигателях с к. з. обмотками на роторе типа беличьего колеса стержни двух соседних пазов и торцовые замыкающие кольца образуют вокруг зубца контур для токов. При высокой частоте зубцовых гармоник статора в роторе возникают токи, которые препятствуют любому изменению потока в зубцах ротора. Поэтому при пазах без скоса пульсационные потери в стали зубцов ротора незначительны.

Зубцовые гармоники н. с. ротора не создают значительных токов в обмотке статора, так как ее обмоточный коэффициент для этих гармоник весьма мал.

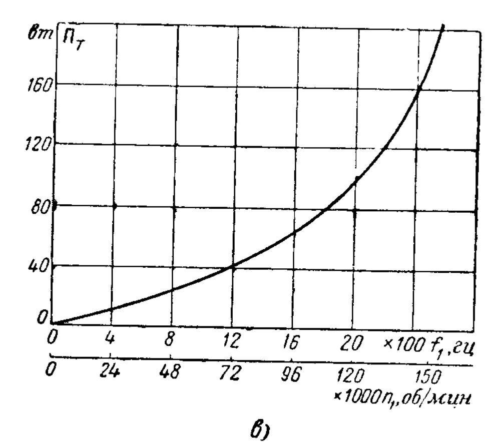
5. В трехфазном двигателе шестикратная по частоте гармоника тока статора создает поле, которое индуктирует токи в к. з. обмотке и в стали ротора. Добавочные




а)




б)




в)

Рис. 3-3. К определению потерь энергии.

*а* — зависимость $\beta = f\left(\frac{a}{\delta}\right)$;

*б* — зависимость $П_т = f(n_2)$ для электрошпинделя ЭШ-96/05, при меньшем (*1*) и при большем (*2*) осевом натяжении шарикоподшипников; *в* — то же для ЭШ-150/0,1.

потери от этих токов в к. з. обмотке ротора могут рассчитываться по формуле [Л. VI-8].

$$П_b = m_1 I_1^2 k_r r'_2 \left[\frac{k_{2m-1}^2 + k_{2m+1}^2}{k_{p1}^2}\right], \; вт, \qquad (3\text{-}41)$$

где $r'_2$ — активное сопротивление ротора, приведенное к статору;

$m_1$ — число фаз;

$k_r$ — коэффициент вытеснения для потока частоты $2m_1 f_1$;

$k_{2m\pm1}$ — коэффициент распределения обмотки статора для гармонической поля порядка $(2m \pm 1)$;

$k_{p1}$ — коэффициент распределения обмотки статора для основного поля.

6. При пазах ротора со скосом на одно зубцовое деление статора, независимо от соотношения чисел пазов статора и ротора, суммарное напряжение, наводимое высшими гармониками потока в каждом стержне, почти равно нулю. Однако между средними точками стержней по их длине возникает напряжение, вызывающее ток в стальных листах между стержнями. Величина этого тока зависит от изоляции стержней, от скоса, соотношения чисел пазов и других факторов. Будем считать, что ток по длине каждого стержня ротора одинаков.

Потери, вызванные потоком рассеяния из-за скоса пазов [Л. VI-7],

$$П_{ск} = \frac{\pi^2}{12}\left(\frac{\frac{b_{ск}}{t_1} I'_2}{z_1 I_{1x}}\right)^2 (П_{Fe} + П_{s0}), \; вт, \qquad (3\text{-}42)$$

где $П_{Fe}$ — потери в стали статора при холостом ходе, *вт*;

$П_{s0}$ — поверхностные потери ротора при холостом ходе, *вт*.

При вращении ротора двигателя с полузакрытыми пазами происходят пульсации индукции в зубцах, в результате чего возникают потери во всем объеме зубцов. Амплитуда пульсаций индукции $B_{zп}$ равна:

$$B_{zп} = 0{,}5\,(B_{z\,п\,макс} - B_{z\,п\,мин}), \qquad (3\text{-}43)$$

где $B_{z\,п\,макс}$ — индукция в зубце при таком взаимном расположении зубцов статора и ротора, когда магнитная

проводимость наибольшая; $B_{z\text{ п макс}}$ — индукция в зубце при таком взаимном расположении зубцов, когда магнитная проводимость наименьшая.

Индукцию $B_{z\text{п}}$ выражают через среднее значение индукции в зубце

$$B_{z\text{ п ср}} = 0{,}5\,(B_{z\text{ п макс}} + B_{z\text{ п мин}}) \tag{3-44}$$

по формуле

$$B_{z\text{ п}} \approx \frac{\gamma\delta}{2t_z} B_{z\text{ ср}}, \tag{3-45}$$

где $\gamma = \dfrac{\left(\dfrac{a_z}{\delta}\right)^2}{5 + \dfrac{a_z}{\delta}}$ — коэффициент;

$t_z$ — зубцовое деление статора (ротора);

$\delta$ — действительная величина воздушного зазора.

Частота пульсаций индукции в зубцах статора при скорости вращения ротора $n_2$ равна $f_{z1} = \dfrac{z_2 n_2}{60}$; в зубцах ротора $f_{z2} = \dfrac{z_1 n_2}{60}$.

Пульсационные потери в зубцах ротора

$$\begin{aligned} П_{z\text{ п}2} &= 0{,}9\,(\Delta_c z_1 n_2 B_{z\text{ п}2})^2 G_{z2} \approx \\ &\approx 0{,}14 \left(\frac{z_1 n_2}{10^4}\right)^2 \left(\frac{B_{z\text{ п}2}}{10^3}\right)^2 G_{z2}, \end{aligned} \tag{3-46}$$

в зубцах статора

$$П_{z\text{ п}1} \approx 0{,}9\,(\Delta z_2 n_2 B_{z\text{ п}1})^2 G_{z1} \approx 0{,}14 \left(\frac{z_2 n_2}{10^4}\right)^2 \left(\frac{B_{z\text{ п}1}}{10^3}\right)^2 G_{z1}, \tag{3-47}$$

где $G_{z1}$ и $G_{z2}$ — соответственно веса зубцов статора и ротора.

В случае закрытых пазов на роторе $a_{z2} = 0$, $\gamma = 0$, $B_{z\text{п}1} = 0$ и, следовательно, потери $П_{z\text{п}1}$ равны нулю.

Рассмотрим поверхностные потери в стали ротора при холостом ходе асинхронного двигателя с закрытыми пазами на роторе. Элемент на поверхности ротора при вращении оказывается то под зубцом, то под пазом (шлицем) статора. Магнитная индукция под зубцом и

пазом (шлицем) статора различная вследствие различной магнитной проводимости зазора.

Амплитуда пульсаций индукции в воздушном зазоре

$$B_{\delta п}=0,5\,(B_{\delta\,макс}-B_{\delta\,мин})=(k_\delta-1)\,B_{\delta 1}=\beta_0 k_\delta B_{\delta 1}, \quad (3\text{-}48)$$

где $B_{\delta 1}$ — максимальное (амплитудное) значение индукции в зазоре;

$k_\delta$ — коэффициент воздушного зазора.

Частота пульсаций индукции на поверхности ротора весьма значительна. Например, при $n=120$ тыс. *об/мин* и $z_1=12$

$$f_{z2}=24\,000 \text{ гц}.$$

Потери на единицу поверхности стали ротора согласно [Л. III-2] могут быть рассчитаны по формуле

$$П'_0=0,5k_0\left(\frac{z_1 n}{10^4}\right)^{1,5}\left(\frac{B_{\delta п}\,t_{z1}}{10^3}\right)^2 k_{r\nu}, \text{ вт/м}^2, \quad (3\text{-}49)$$

где

$$B_\delta=(k_\delta-1)\,B_{\delta 1}; \quad (3\text{-}50)$$

$k_0$ — коэффициент; для массивного стального ротора $k_0=23$; для шихтованного ротора ($\Delta_с=0,5$ *мм*): из стали Э11, Э12 $k_0=2,5$; из стали Э31 $k_0=1,4$.

Коэффициентом $k_{r\nu}$ учитывается реакция поверхностных токов ротора от зубцовых гармоник на основное поле; обычно $k_{r\nu}\approx 1$. Потери по всей поверхности ротора

$$П_{д.пов}=П'_0\pi D_2 l_2. \quad (3\text{-}51)$$

Полные потери в стали при холостом ходе асинхронного двигателя

$$П_{с0}=П_{сj}+П_{сz}+П_{с.пул}+П_{с.пов}. \quad (3\text{-}52)$$

В роторах с закрытыми пазами при холостом ходе двигателя большая часть потока высших гармонических проходит через стальной мостик над пазом, а меньшая — через зубцы. Поэтому потери во всем объеме стали такого зубца будут меньше, чем при полузакрытом пазе. При полной нагрузке в результате насыщения стальных мостиков над пазами ротора их проводимость уменьшается и поток высших гармонических проходит в основном через зубцы. Поэтому суммарные добавочные потери при номинальной нагрузке двигателей с закрытыми и полузакрытыми пазами почти одинаковы.

Добавочные потери в к. з. обмотке и стали ротора при наличии скоса пазов можно уменьшить, если изолировать пазы ротора. Для этого необходима термостойкая изоляция, выдерживающая температуру до 800° С при заливке пазов ротора алюминием. Изоляция паза ротора должна иметь минимальную толщину, быть надежной в механическом отношении. В случае значительной толщины изоляции паза ротора снижается объем, занятый проводниковым материалом в пазу, полезная мощность машины уменьшается в большей степени, чем величина добавочных потерь ротора.

С целью снижения добавочных потерь от полей рассеяния лобовых частей желательно делать торцовые нажимные шайбы пакета статора сверхвысокоскоростного двигателя из бронзы или гартованной меди, а подшипниковые щиты — из немагнитной стали.

Расчетные значения добавочных потерь можно использовать для качественного анализа выбранной конструкции. Расхождения действительной величины добавочных потерь с расчетными могут быть значительными. Поэтому наряду с расчетом добавочных потерь следует делать их количественную оценку по опытным данным построенных и испытанных двигателей. Добавочные потери в асинхронных двигателях общего применения согласно ГОСТ оцениваются в 0,5% потребляемой мощности

$$\Pi_{д} = 0{,}005 P_1.$$

В сверхвысокоскоростных двигателях они могут быть $(0{,}005—0{,}02) P_1$ в зависимости от конструкции и мощности двигателя.

### в) Электрические потери в обмотках

Потери в обмотке статора

$$\Pi_{э1} = m_1 I_1^2 r_1, \ вт, \qquad (3\text{-}53)$$

где $I_{1\varphi}$ — ток фазы, *а*;

$r_1$ — электрическое сопротивление фазы обмотки при температуре 75° С, *ом*.

Потери в обмотке ротора

$$\Pi_{э2} = m_2 (I'_2)^2 r'_2, \ вт, \qquad (3\text{-}54)$$

где $I'_2$ — приведенное значение тока ротора, $a$;
$r'_2$ — приведенное электрическое сопротивление ротора, *ом*.

Электрические потери в обмотках двигателя

$$П_э = П_{э1} + П_{э2}. \quad (3\text{-}55)$$

## г) Механические потери

В асинхронном двигателе имеются механические потери от трения бочки ротора о воздух и потери от трения в подшипниках.

Для определения потерь на трение бочки ротора можно применить формулу [Л. III-2]

$$П_{т.р} = c\Omega_2^3 D_2^5 \left(1 + 5\frac{l_2}{D}\right) 10^3, \text{ вт}, \quad (3\text{-}56)$$

где $c$ — коэффициент, зависящий от степени шероховатости ротора; для шлифованного ротора $c = 1{,}1 \cdot 10^{-6}$;
$D_2$, $l_2$ — диаметр и длина ротора, *м*.
$\Omega_2 = \frac{2\pi n_2}{60}$ — угловая скорость ротора, *рад/сек*.

Потери на трение в шарикоподшипниках рекомендуется рассчитывать по формуле

$$П_{т.п} = \frac{k_{т.п} R_п v_ц \, 736}{75}, \text{ вт}, \quad (3\text{-}57)$$

где $k_{т.п} = 0{,}0025$ — приведенный коэффициент трения для радиально-упорных прецизионных подшипников при смазке масляным туманом;
$R_п$ — нагрузка (реакция) на наиболее нагруженный подшипник, *кГ*;
$v_ц = \frac{\pi d_ц n_2}{60}$ — окружная скорость центров шариков, *м/сек*;
$n_2$ — скорость вращения вала, *об/мин*;
$d_ц$ — диаметр окружности, проходящей через центры шариков, *м*.

Потери в подшипниках могут быть определены экспериментально при создании вакуума в сверхвысокоскоростном двигателе. Суммарные механические потери

$$П_т = П_{т.р} + П_{т.п}, \text{ вт}. \quad (3\text{-}58)$$

Потери трения в зависимости от скорости вращения электрошпинделей ЭШ 96/0,5 и ЭШ 150/0,1 представлены на рис. 3-3, *б*, *в*.

## 3-6. КОЭФФИЦИЕНТ ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ ДВИГАТЕЛЯ

Сумма потерь в двигателе

$$\Sigma П = (П_{с} + П_{с.д}) + (П_{э1} + П_{э2}) + П_{т},\ вт, \qquad (3\text{-}59)$$

где $П_{с.д}$ — суммарные добавочные потери в стали.

Полезная мощность двигателя

$$P_2 = Mn_2\, 9{,}81 \cdot 10^3 = 1{,}028 n_2 M 10^3,\ вт, \qquad (3\text{-}60)$$

где вращающий момент $M$ выражен в *кГ·м*.

Потребляемая мощность

$$P_1 = P_2 + \Sigma П,\ вт. \qquad (3\text{-}61)$$

Коэффициент полезного действия

$$\eta = \frac{P_2}{P_1}. \qquad (3\text{-}62)$$

## 3-7. АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА РАБОЧИХ И ПУСКОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК

Рабочими характеристиками двигателя будем называть зависимости тока первичной обмотки $I_1$, коэффициента мощности $\cos\varphi_1$, скольжения $s$, к. п. д. $\eta$ от полезной мощности $P_2$ на валу двигателя.

Расчет рабочих характеристик производится по формулам, приведенным в табл. 3-2.

Как видно из приведенных формул, характеристики двигателя определяются его параметрами — индуктивными и активными сопротивлениями, которые изменяются в результате насыщения зубцового слоя и вытеснения тока. Методика учета насыщения изложена в [Л. III-16].

Для выяснения пусковых свойств двигателя обычно рассчитывают зависимость вращающего момента и тока от скольжения. Так как между параметрами, скольжением и токами существует сложная зависимость, то при расчете этих характеристик учитывают лишь основные факторы и задача решается методом последовательного приближения.

Таблица 3-2

**Формулы для расчета рабочих характеристик**

| s |
|---|
| $$r'_{\text{к}s} = c_1^2\left(\frac{r_1}{c_1} + \frac{r'_2}{s}\right)$$ $$x'_{\text{к}} = c_1^2\left(\frac{x_1}{c_1} + x'_2\right)$$ $$z'_{\text{к}s} = \sqrt{(r'_{ks})^2 + (x'_{\text{к}})^2};$$ $$I'_2 = c_1\frac{U_1}{Z'_{\text{к}s}};$$ $$\cos\varphi'_2 = \frac{r'_{\text{к}s}}{Z'_{\text{к}s}};$$ $$\sin\varphi'_2 = \frac{x'_{\text{к}}}{Z'_{\text{к}s}};$$ $$I_{1\text{а}} = I_{0\text{а}} + \frac{I'_2}{c_1}\cos\varphi'_2;$$ $$I_{1\text{р}} = I_{0\text{р}} + \frac{I'_2}{c_1}\sin\varphi'_2;$$ $$I_1 = \sqrt{I_{1\text{а}}^2 + I_{1\text{р}}^2};$$ $$\cos\varphi_1 = \frac{I_{1\text{а}}}{I_1};$$ $$P_1 = 3U_1I_{1\text{а}};$$ $$П_{\text{э}1} = 3I_1^2r_1;$$ $$П_{\text{э}2} = 3(I'_2)^2r'_2;$$ $$П''_0 = П_{\text{с}1} + П_{\text{сд}} + П_{\text{т}};$$ $$\Sigma П = П_{\text{э}1} + П_{\text{э}2} + П''_0 + П_{\text{д}};$$ $$P_2 = P_1 - \Sigma П;$$ $$\eta = \frac{P_2}{P_1}.$$ |

Примечание. В таблице обозначено:
$I_{0\text{а}}$, $I_{0\text{р}}$ — активная и реактивная составляющие тока при $s = 0$.

Из расчета двигателя известны параметры без учета насыщения; по ним находят ток при скольжении $s=1$:

$$I_к=\frac{U_1}{Z_к}.$$

Затем задаются коэффициентом $k_{нас}$, которым учитывается увеличение тока при насыщении зубцового слоя от полей рассеяния; тогда

$$I_{к.н}=k_{нас}I_к.$$

Значение $k_{нас}$ зависит от конструкции, формы пазов ротора и статора и выбирается на основании данных испытанных двигателей. После этого находят индуктивные сопротивления рассеяния с учетом насыщения.

Значения токов согласно [Л. III-16] находим по следующим формулам:

ток в обмотке статора

$$I_1=U_1\frac{\sqrt{\left(\frac{r'_{2\xi}}{x_{12к}}\right)^2+(sc_{2\xi н})^2}}{\sqrt{C^2+D^2}}; \qquad (3\text{-}63)$$

ток в обмотке ротора

$$I'_2=U_1\frac{s}{\sqrt{C^2+D^2}}, \qquad (3\text{-}64)$$

где

$$C=\frac{r_1 r'_{2\xi}}{x_{12к}}-s\,(x'_{2\xi н}c_{1н}+x_{1н});$$

$$D=sr_1c_{2\xi н}+r'_{2\xi}\,c_{1н};$$

$$c_{2\xi н}=1+\frac{x'_{2\xi н}}{x_{12к}};$$

$$c_{1н}=1+\frac{x_{1н}}{x_{12к}};$$

$x_{12к}$ — индуктивное сопротивление взаимной индукции при коротком замыкании $s=1$;

$$x_{12к}=x_{12}\frac{F_\Sigma}{F_\delta};$$

$F_\Sigma$ — суммарное магнитное напряжение;

$F_\delta$ — магнитное напряжение воздушного зазора;

$x_{2\xi н}$, $x_{1н}$ — индуктивные сопротивления рассеяния обмоток с учетом насыщения (индекс н) и вытеснения тока (индекс $\xi$).

Упрощенные формулы для расчета токов:

$$I'_2 \approx \frac{I_1}{c_{2\xi н}};$$

$$I_1 \approx \frac{U_1 s}{\sqrt{(C')^2 + (D')^2}},$$

где

$$C' \approx -s\left(x'_{2\xi н} + \frac{x_{1н}}{c_{2\xi н}}\right),$$

$$D' \approx s r_1 + r'_{2\xi}.$$

По двум значениям тока $I_1$, соответствующим скольжению $s=1$ и $s=s_к$, проводят прямую линию, характеризующую в первом приближении зависимость $I_1=f(s)$. Используя эту зависимость, находят значения параметров с учетом насыщения для разных значений скольжения. По ним снова определяют ток и строят зависимость $I_1=f(s)$. Обычно этим вторым приближением ограничиваются. Кратность момента $\frac{M_s}{M_н}=f(s)$ определяется из уравнения

$$\frac{M_s}{M_н} = \left(\frac{I'_2}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{r'_{2\xi}}{r'_2} \frac{s_н}{s}, \qquad (3\text{-}65)$$

где $I'_{2н}$, $s_н$ — ток и скольжение ротора при номинальной нагрузке, определяемые расчетным путем.

## 3-8. ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДВИГАТЕЛЕЙ

Экспериментальным путем трудно получить рабочие характеристики сверхвысокоскоростных двигателей. При применении в качестве нагрузки двигателей электромагнитных тормозов их диски теряют устойчивость, «текут» и разрываются на части. Тормоз с цилиндрическим ротором более надежен в работе, но возникают значительные трудности при его балансировке.

В настоящее время внедряется метод записи электромагнитного момента электрошпинделя непосредствен-

но при осуществлении шлифования. Для этой цели можно применить полупроводниковые датчики Холла. Запись же мощности, потребляемой двигателем, осуществляется самопишущим ваттметром. Указанные приборы на высокие частоты пока еще мало доступны и недостаточно внедрены в заводских лабораториях.

Для выяснения свойств сверхвысокоскоростного двигателя необходимо использовать экспериментальные данные опыта холостого хода и опыта короткого замыкания.

Из опыта холостого хода легко определить величину механических потерь и потерь в стали двигателя, значения тока и коэффициента мощности при холостом ходе. Опыт короткого замыкания необходим для определения значения параметров с учетом насыщения, кратности тока при к. з. и величины начального пускового момента. Поскольку параметры двигателя изменяются с насыщением зубцовой зоны, диаграмма токов не может быть использована для получения рабочих характеристик, и если она иногда приводится, то только для качественного анализа работы двигателя. Количественную оценку рабочих свойств приходится делать по рабочим характеристикам, полученным расчетным путем.

В гл. 7 приведен пример расчета сверхвысокоскоростного двигателя на (120—144) тыс. *об/мин* мощностью 100 *вт*, расчетным путем получены его рабочие характеристики (рис. 3-4) и пусковые характеристики (рис. 3-5). Расчеты приведены для двигателя с к. з. обмоткой как алюминиевой, так и латунной обмоткой, заложенной в закрытых пазах шихтованного пакета ротора.

Начальный пусковой момент получается значительно больше при латунной обмотке на роторе. В этом случае несколько больше и критическое скольжение, что благоприятно для регулирования скорости вращения ротора в небольшом диапазоне с помощью управляющих дросселей.

Кратности пускового тока и наибольшего момента при указанных роторах отличаются незначительно, так как геометрия обмоток одна и та же, и, следовательно, полные сопротивления мало отличаются между собой. При закрытых пазах с толщиной мостика над пазом ротора $h_4=0{,}3$ *мм* кратность максимального момента получается по расчету около двух.

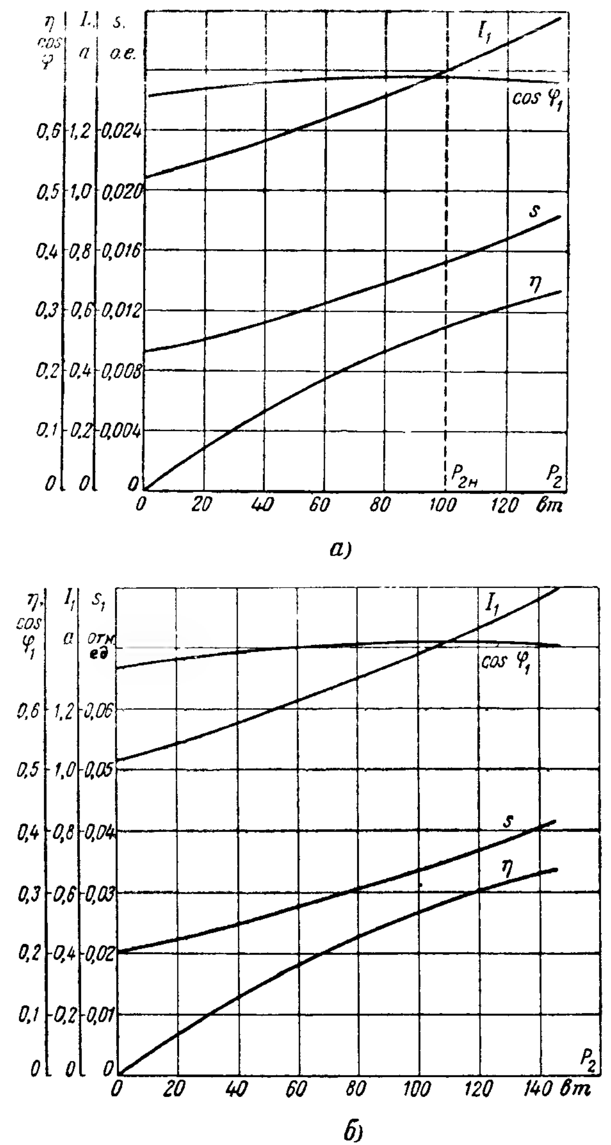



Рис. 3-4. Рабочие расчетные характеристики сверхвысокоскоростного электродвигателя с короткозамкнутой обмоткой в шихтованном пакете ротора.

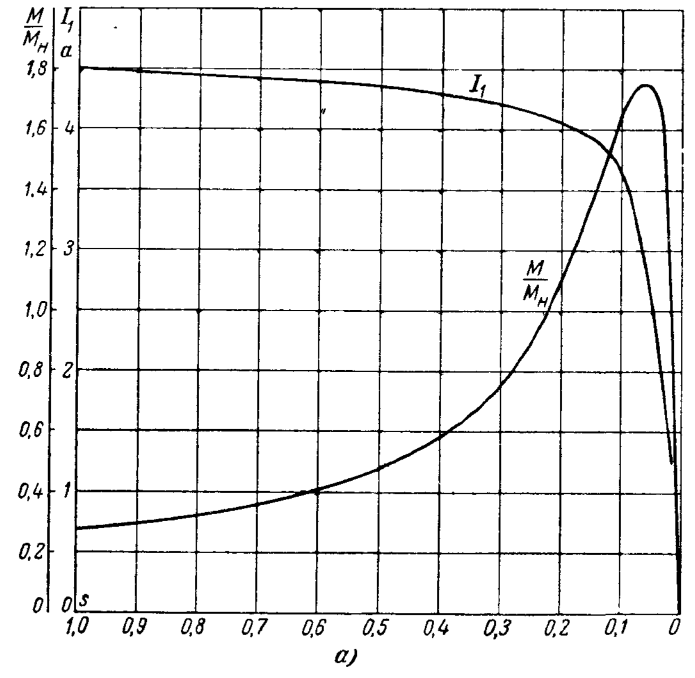
*а* — алюминиевая обмотка; *б* — латунная обмотка.

Что касается характеристик такого двигателя, то, как видно из рис. 3-4, значения $\cos\varphi_{1x}$ и тока при холостом ходе велико.

При номинальной нагрузке к. п. д. около 0,3, а коэффициент мощности — 0,7. Такие величины для сверхвысокоскоростного микродвигателя на 120—144 тыс. *об/мин* закономерны. Потери трения при указанной скорости весьма велики, поэтому низок к. п. д.

Следует отметить, что микродвигатели на 50 *гц* имеют к. п. д. такого же порядка. Величина к. п. д. в сверхвысокоскоростном двигателе может быть увеличена, если обеспечить работу ротора в вакууме. Однако в ряде случаев это дорого и нецелесообразно, так как номинальная мощность двигателя весьма мала и потери незначительны по величине.

Коэффициент мощности около 0,7 следует считать для рассматриваемого двигателя высоким. Это объяс-




а)

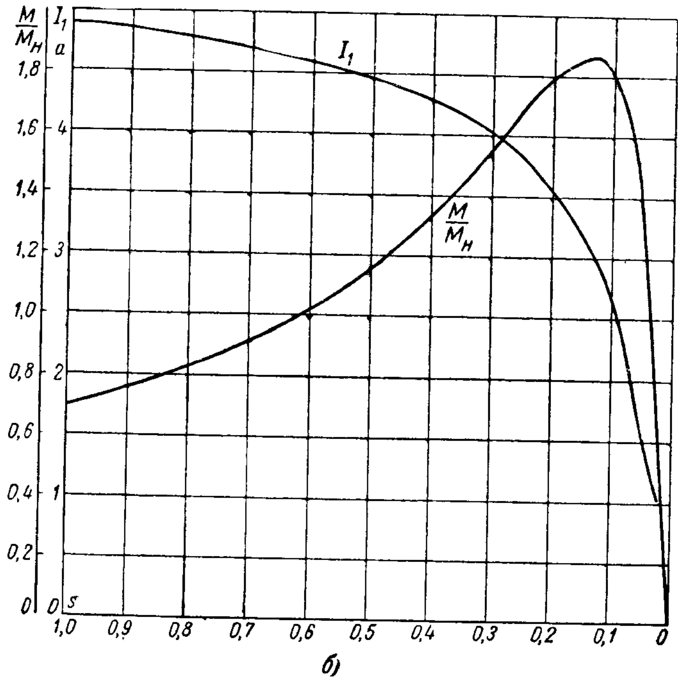
Рис. 3-5. Пусковые характеристики сверхвысокоскоростного пакете

*а* — алюминиевая обмотка;

няется малым значением реактивной составляющей тока при сравнительно небольшой величине воздушного зазора. Значение $\cos \varphi_{1н}$, как отмечалось, можно несколько поднять, путем включения конденсаторов на зажимы первичной обмотки, но в этом нет особой необходимости, так как номинальный ток двигателя сравнительно мал. Стабилизация напряжения питающего генератора при нагрузке двигателя производится обычными методами.

Экспериментальные данные испытанного сверхвысокоскоростного двигателя на (120—144) тыс. *об/мин* при холостом ходе показаны на рис. 3-6, а при коротком замыкании на рис. 3-7.

Если взять из опыта к. з. параметры, соответствующие номинальной частоте $f_1 = 2\,000$ *гц* для двух значений тока короткого замыкания, равного номинальному и наибольшему при к. з., то можно построить две окружности (рис. 3-8), из которых видно относительное распо-




*б)*

электродвигателя с короткозамкнутой обмоткой в шихтованном ротора.

*б* — латунная обмотка.

ложение линий моментов и значения величин при холостом ходе. В действительности, как отмечалось, конец вектора тока $\dot{I}_1$ перемещается по линии, отличной от окружностей.

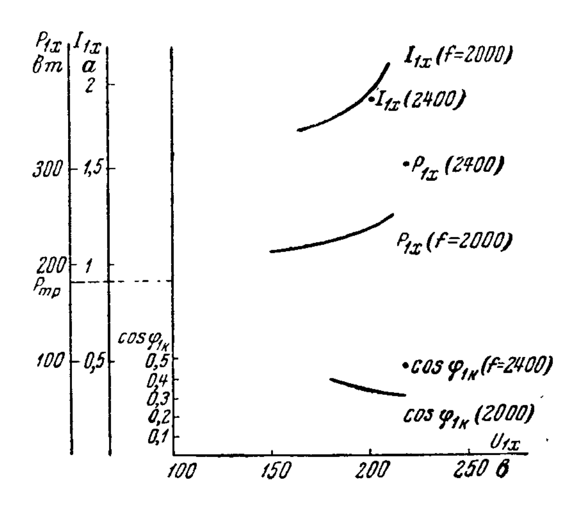



Рис. 3-6. Опытные данные холостого хода двигателя при частоте $f_1=2\,000$ *гц*.

Были проведены испытания ряда построенных электрошпинделей на 60 тыс. *об/мин*, описание конструкций которых дано в гл. 6. Характеристики таких микродвигателей при частоте $f_1=1\,000$ *гц* построены на рис. 3-9.

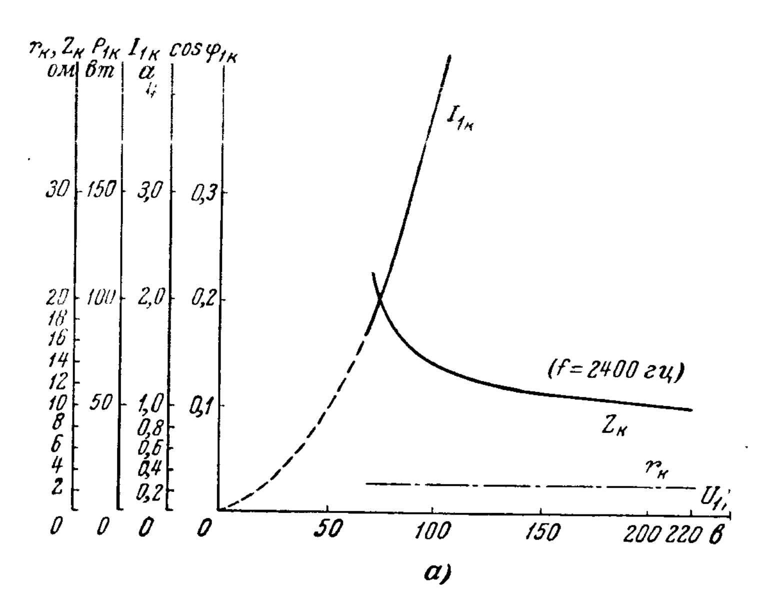
В отделе электрошпинделей ВНИПП был испытан двухфазный электрошпиндель на 60 тыс. *об/мин* фирмы Гамфиор[1]. Питание электрошпинделя осуществлилось от соответствующего генератора той же фирмы.

При $t=20°$ С активные сопротивления фаз А и Б обмоток статора электрошпинделя: $r_{1А}=0{,}34$ *ом*, $r_{1Б}=0{,}365$ *ом*. Разницу в активных сопротивлениях можно объяснить различным числом витков обмоток статора, что подтверждается различием величин токов холостого хода.

Электрошпиндель вначале был испытан при холостом ходе. В опыте измерены потребляемая мощность $P_1$, ток $I_1$, напряжение $U_1$.

---

[1] В экспериментальной части работы принимали участие С. С. Шеин, С. В. Усов.



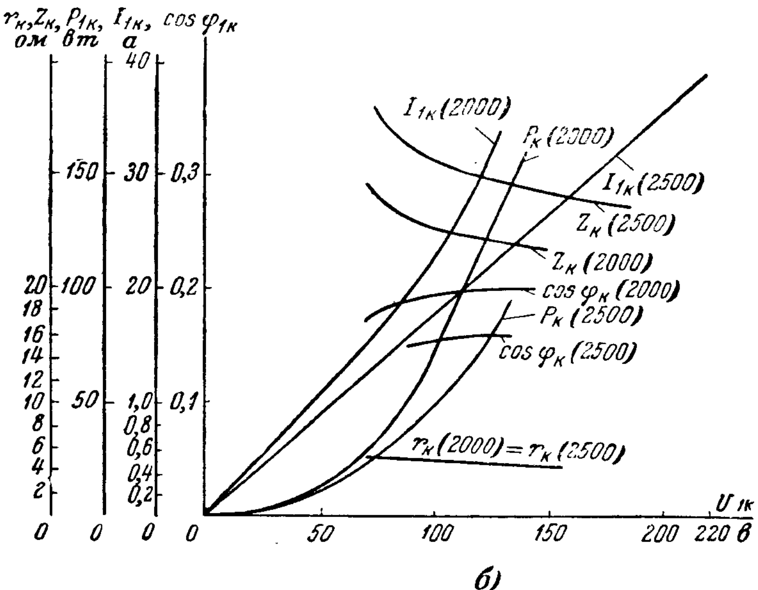




Рис. 3-7. Данные опыта короткого замыкания двигателя при разной толщине стального «мостика» $h_4$ над пазом ротора.

*а* — $h_4$ = 0,3 *мм*; *б* — $h_4$ = 0,5 *мм* ($f_1$ = 2 500, 2 400, 2 000 *гц*).

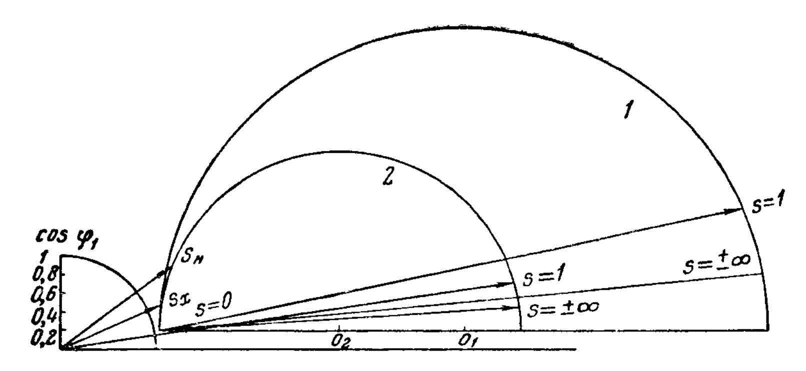



Рис. 3-8. Круговые диаграммы токов двигателя при частоте $f_1 = 2\,400$ *гц*. Окружность *1* построена по параметрам, соответствующим наибольшему току короткого замыкания при номинальном напряжении. Окружность *2* построена по параметрам, соответствующим току короткого замыкания, равному номинальному току.

Полученные из опыта холостого хода величины показаны на рис. 3-10. При номинальном напряжении $U_{1н} = 72$ и $f = 100$ *гц* из опыта холостого хода получены приведенные в табл. 3-3 данные для фазы А и Б.

Суммарная мощность холостого хода

$$П_{1х} = 200 \text{ вт}.$$

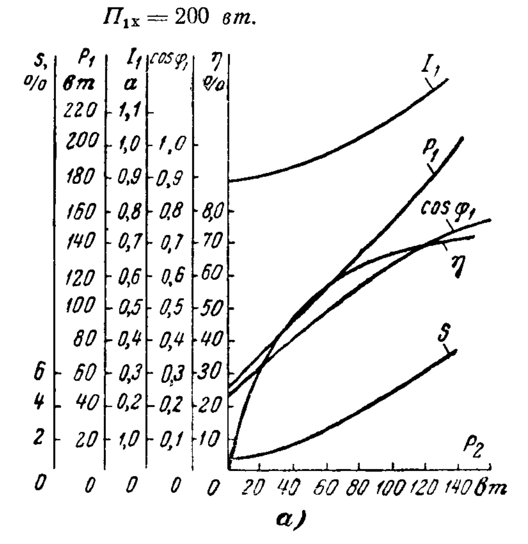


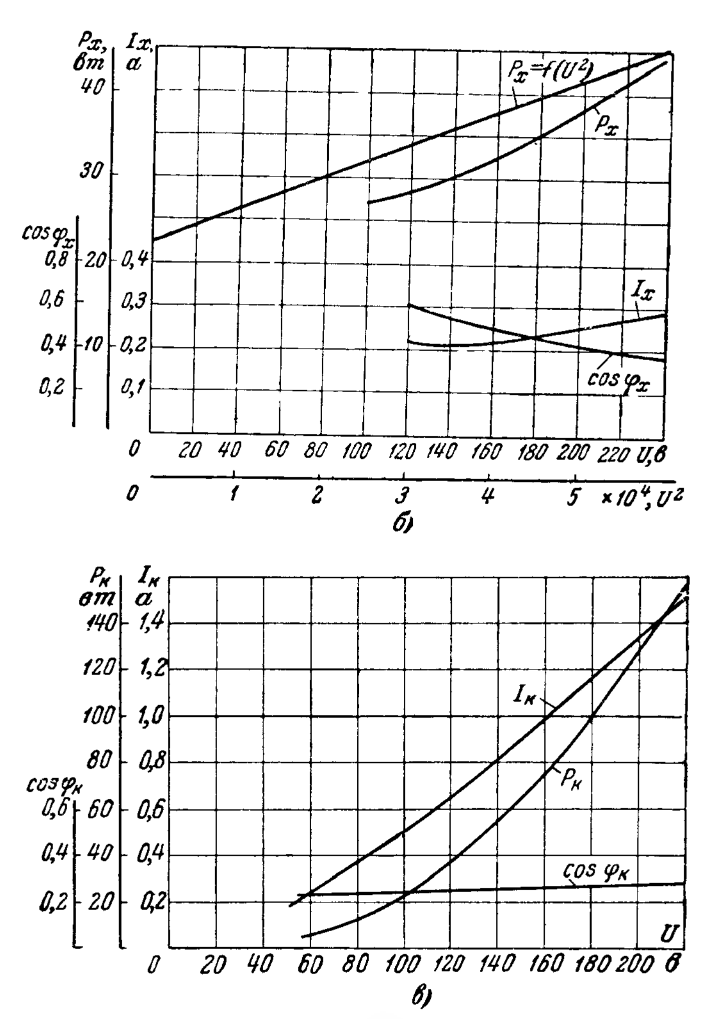

Рис. 3-9. Характеристики сверхвысокоскоростного двигателя
зах шихтованного
*а* — рабочие характеристики электрошпинделя ЭШ-60/0,05М (рис. 5-8); *б* —
*в* — кривые из опыта короткого

Потери трения

$$П_т = 110 \ вт.$$

Электрические потери в обмотках статора

$$П_с = 28 \ вт.$$




ВНИПП на 60 тыс. *об/мин* (к. з. латунная обмотка в закрытых пакета ротора).

кривые из опыта холостого хода электрошпинделя ЭШ-60/0,5К (рис. 5-9); замыкания электрошпинделя ЭШ-60,0,5К.

Таблица 3-3

| Режим холостого хода | Фаза А | Фаза Б |
|---|---|---|
| $I_{1x}$, *а* | 4,2 | 3,9 |
| $P_{1x}$, *вт* | 10,5 | 9,5 |
| $\cos\varphi_{1x}$ | 0,34 | 0,36 |

Потери в стали

$$П_с = П_{1x} - П_э - П_т = 2\cdot100 - 28 - 110 = 62 \text{ вт}.$$

В испытанном сверхвысокоскоростном микродвигателе потери трения и потери в стали велики.

Пуск электрошпинделя осуществляется при питании от преобразователя частоты. В момент включения напряжение снижается до 52 *в*.

Двигатель достигает скорости холостого хода за 10 *сек*. Напряжение при холостом ходе $U_1=72$ *в*.

В процессе проведения опыта короткого замыкания регулировалось напряжение генератора. По опытным данным на рис. 3-10 построены характеристики. Из рис. 3-7 следует, что в данном электрошпинделе резко изменяется полное сопротивление $Z_к$. Это объясняется насыщением стали полями рассеяния при закрытых пазах ротора.

Значения параметров двигателя, полученные из опыта короткого замыкания при номинальном напряжении и $f=1\,000$ *гц*, приведены в табл. 3-4.

Таблица 3-4

| $I_{1к}$ | | $Z_к$ | | $x_к$ | | $r_к$ | | $r_1$ | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| *а* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. | *ом* | отн. ед. |
| 20 | 3,1 | 3,6 | 0,327 | 3,3 | 0,3 | 1,5 | 0,136 | 0,434 | 0,395 |

За базовое сопротивление принято

$$Z_{баз} = \frac{U_{1н}}{I_{1н}} = \frac{72}{6,5} = 11 \text{ ом}.$$

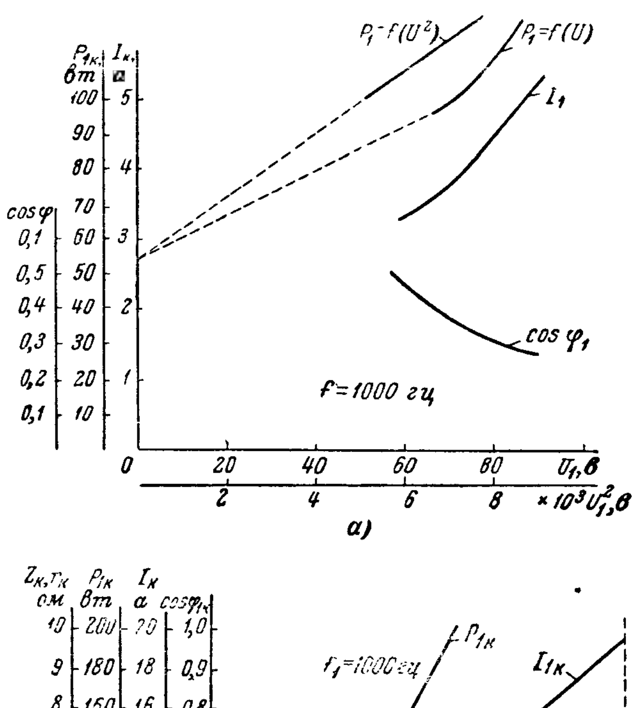
В начальный момент пуска напряжение снижалось и ток короткого замыкания был равен 11,5 *а*, как это и указано фирмой в паспорте электрошпинделя. Ток короткого замыкания при номинальном напряжении составляет 20 *а*, т. е. в 3,1 раза больше номинального.

Рабочие характеристики двигателя показаны на рис. 3-11.

Потребляемая двигателем мощность

$$P_н = m_1 U_{1н} I_{1н} \cos\varphi_н = 2\cdot72\cdot6,5\cdot0,75 = 700 \text{ вт},$$

где $I_{1н} = 6,5$ *а*;
$\cos\varphi_н = 0,75$.



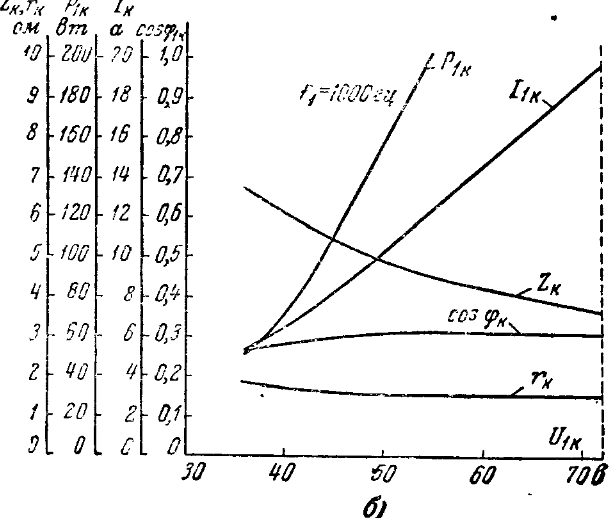




Рис. 3-10. Опытные данные испытаний двухфазного сверхвысокоскоростного электрошпинделя на 60 тыс. *об/мин*

*а* — холостой ход; *б* — короткое замыкание.

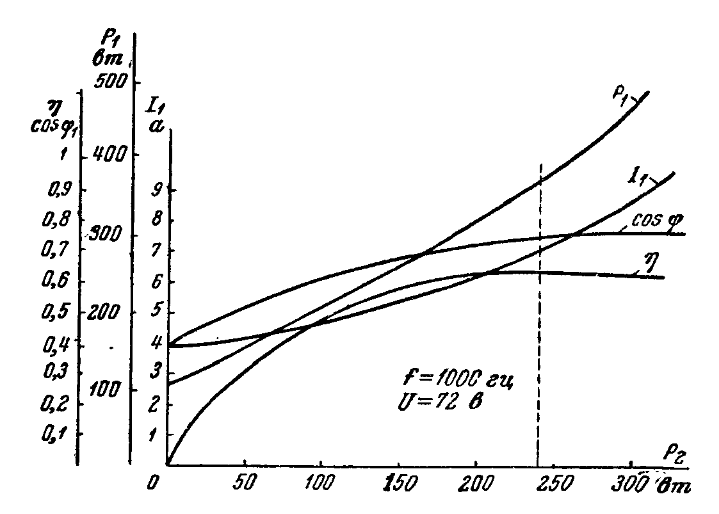



Рис. 3-11. Рабочие характеристики двухфазного электрошпинделя на 60 тыс. *об/мин.*

Как следует из опытных кривых рис. 3-10 и расчета электрических потерь в обмотках, сумма потерь при номинальном режиме работы электрошпинделя составляет 250 *вт*. Следовательно, полезная мощность

$$P_2 = 700 - 250 = 450 \ вт.$$

Коэффициент полезного действия при этом равен:

$$\eta = \frac{700 - 250}{700} = \frac{450}{700} = 0{,}64.$$

Таким образом, использование такого типа машины получается весьма высоким.

Определим по опытным значениям параметров пусковой и наибольший моменты рассматриваемого электрошпинделя.

Пусковой момент

а) по току к. з.

$$M_п = \frac{m_1 I_к^2 r'_2}{1{,}028 n_1} = \frac{2 \cdot (20)^2 \cdot 1}{1{,}028 \cdot 60 \cdot 10^3} = 13 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot м,$$

б) по параметрам к. з.

$$M_п = \frac{m_1 U_{1н}^2 r'_2}{1{,}028 n_1 Z_к^2} = \frac{2 \cdot (72)^2 \cdot 1}{60 \cdot 10^3 (3{,}6)^2} = 13 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot м.$$

Наибольший момент (по параметрам опыта к. з., соответствующим току при наибольшем моменте)

$$M_m = \frac{m_1 U_{1н}^2}{1{,}028 \cdot 2n_1 \cdot x_к} = \frac{2 \cdot (72)^2}{1{,}028 \cdot 2 \cdot 60 \cdot 10^3 \cdot 5} = 16{,}8 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot м,$$

где $x_к = 5$ *ом* при $I_{1к} = 10$ *а*.

Номинальный момент

$$M_н = \frac{P_2}{1{,}028 n_2} = \frac{450}{1{,}028 \cdot 0{,}95 . 60 \cdot 10^{-3}} = 8 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot м.$$

Полный электромагнитный момент при номинальной нагрузке

$$M_э = M_н + M_т = \frac{P_{12}}{1{,}028 n_1} = \frac{602{,}5}{1{,}028 \cdot 60 \cdot 10^{-3}} = 9{,}8 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot м,$$

$$где \ P_{12} = P_н - П_с - П_{э1} = 700 - 62 - 35{,}5 = 602{,}5 \ вт,$$

$$П_{э1} = 2 \cdot (6{,}5)^2 \cdot 1{,}24 \cdot 0{,}34 = 35{,}5 \ вт.$$

Кратность моментов:

$$\frac{M_m}{M_э} = \frac{16{,}8 \cdot 10^{-3}}{9{,}8 \cdot 10^{-3}} = 1{,}78;$$

$$\frac{M_п}{M_э} = \frac{13 \cdot 10^{-3}}{9{,}8 \cdot 10^{-3}} = 1{,}32.$$

Рассматриваемый электрошпиндель предназначен для шлифования сравнительно небольших колец диаметром (6—12) *мм*.

Фирмой Гамфиор выпускаются электрошпиндели на напряжение 72 *в* и скорость 60 тыс. *об/мин* в двухфазном и однофазном исполнении. Некоторые данные этих электрошпинделей таковы: $P_1=700$ *вт* и $P_2=450$ *вт* — двухфазные; $P_1=350$ *вт* и $P_2=225$ *вт* — однофазные; $I_н=6{,}5$ *а*; $I_x=4$ *а* (ток холостого хода); $\cos\varphi_1=0{,}75$; $\eta=0{,}64$. Данные других электрошпинделей этой фирмы приведены в табл. 1-5, 1-6.

**Основные расчетные данные электрошпинделя ЭШ-12/5:**

Выше были приведены характеристики сверхвысокоскоростных высокочастотных микродвигателей мощностью менее 500 *вт*.

Из более мощных двигателей приведем данные асинхронного электрошпинделя ЭШ-12/5 для чистового шлифования:

мощность на валу $P_2=5$ *квт*;
скорость вращения $n_1=12\,000$ *об/мин*;
число полюсов $2p=2$;
число фаз обмотки статора $m=3$;
напряжение обмотки статора $U_{1н}=220/380$ *в*;
марка листовой электротехнической стали Э31 толщиной 0,35 *мм*;
охлаждение двигателя — водяное;
конструкция — закрытая;
ротор — шихтованный с латунной обмоткой типа «беличье колесо».

а) Основные размеры

Индукция в воздушном зазоре $B_\delta=4\,500$ *гс*, линейная нагрузка $A=190$ *а/см*; внутренний диаметр $D=70$ *мм*; активная длина статора $l_\delta=140$ *мм*.

б) Обмотка статора

Число пазов статора $z_1=24$; обмотка двухслойная с двумя параллельными ветвями $a=2$ (рис. 1-16,*в*);

число витков в секции $w_c=15$;

число витков в фазе $w_1=60$;

число пазов на полюс и фазу $q=4$.

Номинальный фазный ток, при произведении $\eta \cos \varphi_1=0{,}65$ равен:

$$I_1=\frac{P'}{mU_1}=\frac{k_E P_2}{\eta \cos \varphi_1 mU_1}=\frac{0{,}97\cdot 5}{0{,}65\cdot 3\cdot 220}=11{,}3\ a.$$

Диаметр проводника $d_э=1{,}25$ *мм*; сечение $S_э=1{,}227$ *мм*$^2$.

Плотность тока — 4,6 *а/мм*$^2$.

Марка провода ПЭВ-2.

в) Обмотка ротора

Число пазов ротора $z_2=20$; паз ротора закрытый, с толщиной перекрытия $h_4=0{,}5$ *мм*.

Диаметр стержня $d_c=6$ *мм*; плотность тока в стержне обмотки ротора $\Delta=5$ *а/мм*$^2$.

Сечение торцового кольца обмотки $S_к=10\times 12=120$ *мм*$^2$.

г) Магнитная цепь

Воздушный зазор $\delta=0{,}3$ *мм*. Магнитная индукция: в зубце статора $B_{z1}=9\,050$ *гс*, в зубце ротора $B_{z2}=11\,650$ *гс*, в спинке статора $B_{j1}=12\,120$ *гс*. Намагничивающий ток $I_\mu=4$ *а*, или 35,3% $I_{1н}$.

д) Параметры

Индуктивные сопротивления рассеяния: обмотки статора $x_1=1{,}45$ *ом*, обмотки ротора $x'_2=1{,}2$ *ом*. Активные сопротивления: статорной обмотки $r_1=0{,}3$ *ом*, роторной (латунной) $r'_{2л}=0{,}91$ *ом*.

Сопротивления:

$$x_к=x_1+x'_2=1{,}45+1{,}2=2{,}65\ ом,$$

$$r_к=r_1+r'_{2л}=0{,}3+0{,}91=1{,}21\ ом.$$

е) Ток короткого замыкания с учетом насыщения

$$I_{1к}=1{,}35\frac{220}{2{,}9}=102{,}5\ a.$$

ж) Вращающий момент

номинальный

$$M_н=\frac{5\cdot 10^3}{1{,}028/1-0{,}1/12\,000}=0{,}45\ кГ\cdot м;$$

пусковой при латунной обмотке на роторе $M_{п.л}=2$ *кГ·м*; при медной обмотке на роторе: $M_{п.м}=0{,}45$ *кГ·м*.

**Опытные данные электрошпинделя ЭШ-12/5.**

Потери холостого хода при номинальном напряжении $P_{1x}=580$ *вт*.

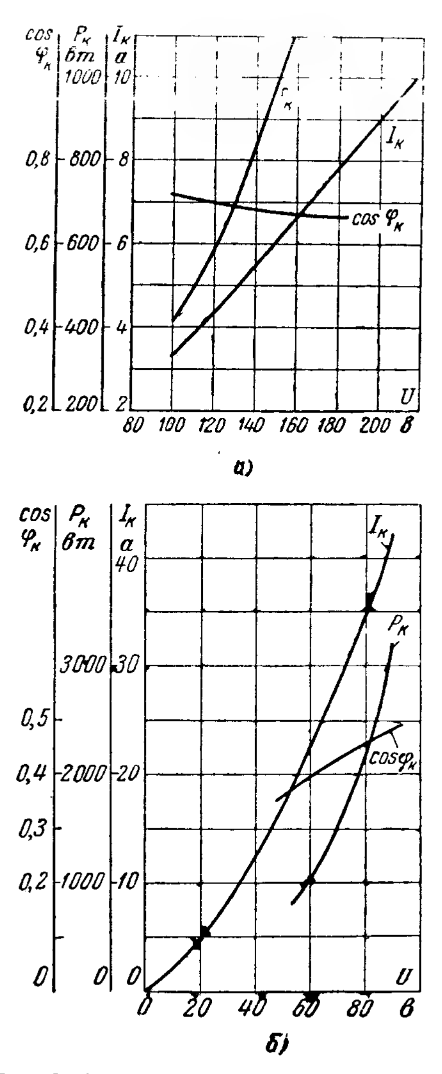



Рис. 3-12. Характеристики электрошпинделя на 12 тыс. *об/мин* мощностью 5 000 *вт*.

*а* — холостой ход; *б* — короткое замыкание.

**Номинальные данные сверхвысоко**

| № п/п. | Модель ЭШ / Электрические характеристики | ЭШ-12/7 | ЭШ-12,5 | ЭШ-18/2,2 | ЭШ-18/3,5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Частота тока $f_1$, *гц* . . . . | 200 | 200 | 300 | 300 |
| 2 | Напряжение $U_{1н}$, *в* . . . . | 220/380 | 220 | 220/127 | 220 |
| 3 | Скорость вращения магнитного поля $n_1$, *об/мин* . . | 12 000 | 12 000 | 18 000 | 18 000 |
| 4 | Скорость вращения ротора $n_2$, *об/мин* . . . . . | 11 500 | 11 500 | 17 000 | 17 000 |
| 5 | Мощность на валу $P_{2н}$, *квт* | 7,0 | 5,0 | 2,2 | 3,5 |
| 6 | Коэффициент мощности $\cos \varphi_{1н}$ . . . . . . . . . | 0,87 | 0,85 | 0,67 | 0,88 |
| 7 | Коэффициент $\eta$ полезного действия, % . . . . . . | 74,5 | 88 | 77 | 81 |
| 8 | Ток номинальный $I_{1н}$, *а* . . | 28/16 | 19 | 12 | 11 |
| 9 | Ток холостого хода $I_x$, *а* | 13 | 6,9 | 6 | 4,87 |
| 10 | Кратность пускового тока по отношению к номинальному $I_п/I_{1н}$ . . . . . | 6 | 6 | 6 | 7 |
| 11 | Кратность пускового момента по отношению к номинальному $M_п/M_н$ . . . . | 1,5 | 3 | 3 | 3 |
| 12 | Кратность максимального момента по отношению к номинальному $M_m/M_н$ | 3 | 4 | 4 | 4 |

Таблица 3-5

скоростных электрошпинделей ВНИПП — ГПЗ

| ЭШ-24/2,0 | ЭШ-36/2,5 | ЭШ-48/0,8 | ЭШ-60/0,05 | ЭШ-72/0,6 | ЭШ-60/96-0,05 (*м*) | ЭШ-120-150/0,175 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 400 | 600 | 800 | 1 000 | 1 200 | 100/1 600 | 2 000/25 00 |
| 220/380 | 220 | 220 | 220 | 220 | 127/220 | 175/220 |
| 24 000 | 36 000 | 48 000 | 60 000 | 72 000 | $\frac{60\ 000}{96\ 000}$ | $\frac{120\ 000}{150\ 000}$ |
| 23 000 | 34 000 | 45 500 | 55 000 | 68 000 | $\frac{55\ 000}{89\ 000}$ | $\frac{112\ 000}{138\ 000}$ |
| 2,0 | 2,5 | 0,8 | 0,05 | 0,6 | 0,05 | 0,175 |
| 0,8 | 0,8 | 0,8 | 0,58 | 0,85 | 0,68 | 0,6 |
| 70 | 78 | 80 | 50 | 84 | 50 | 39 |
| 9,3 | 12 | 4 | 0,78 | 2,1 | 0,7 | 1,75 |
| 4 | 6,5 | 1,5 | 0,30 | 0,67 | 0,4 | 1,3 |
| 6 | 4,25 | 3,5 | 3,25 | 3 | 4 | 3 |
| 2,8 | 1,8 | 1,5 | 1,0 | 1,5 | 1,37 | 1 |
| 3,5 | 2,5 | 2,5 | 2,0 | 2,5 | 1,95 | 2 |

Потери короткого замыкания при номинальном токе $P_{1к}$= =230 *вт*.

Коэффициент полезного действия при номинальном режиме

$$\eta = \frac{5\,000}{5\,900} = 0{,}86.$$

Характеристики электрошпинделя ЭШ-12/5, полученные из опыта холостого хода, построены на рис. 3-12,*а*, а из опыта короткого замыкания — на рис. 3-12,*б*. Рабочие характеристики, снятые с помощью электромагнитного тормоза, построены на рис. 3-13.

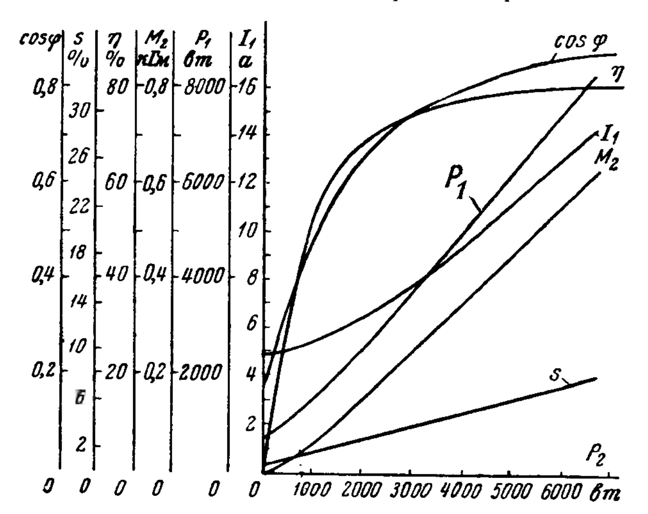



Рис. 3-13. Рабочие характеристики электрошпинделя на 12 тыс. *об/мин* мощностью 5 000 *вт*.

При шлифовании колец подшипников электрошпинделем ЭШ-12/5 получен 8—9 класс чистоты поверхности.

При работе электрошпиндель ЭШ-12/5 не греется, его поверхность остается холодной. Это достигнуто рациональным выбором электрических и магнитных нагрузок и применением жидкостного охлаждения.

Работает электрошпиндель бесшумно. Его конструкция описана в гл. 5.

В заключение приведем номинальные данные сверхвысокоскоростных электрошпинделей ВНИПП — ГПЗ (табл. 3-5). Все электрошпиндели — с латунной к. з. обмоткой (латунь Л62) в закрытых пазах шихтованного пакета ротора, за исключением электрошпинделя ЭШ-120—150/0,175, имеющего алюминиевую обмотку.

*ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ*

# ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ, БАЛАНСИРОВКА, КРИТИЧЕСКАЯ СКОРОСТЬ, ЯВЛЕНИЕ ШУМА В СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯХ

## 4-1. НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ДИНАМИЧЕСКОЙ БАЛАНСИРОВКИ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

### а) Технология изготовления стальных пакетов

Технология изготовления сверхвысокоскоростных электродвигателей в целом должна быть достаточно совершенной.

Если рассматривать последовательно технологические операции при изготовлении сверхвысокоскоростного электрошпинделя, то первой из них является изготовление стальных пакетов статора и ротора. Процесс изготовления стальных пакетов статора и ротора сверхвысокоскоростного асинхронного двигателя состоит из следующих операций: резки стальных пластин, штамповки пластин, снятия заусенцев, отжига, изоляции пластин, сборки (шихтовки) пакета, проверки качества сборки пакета.

Резка стального листа на полосы осуществляется ножницами, вдоль проката, с допуском около 1,5 *мм* относительно размера штампованной пластины. Штампы для изготовления пластин пакетов сверхвысокоскоростного двигателя аналогичны по своей конструкции штампам для пластин обычных асинхронных двигателей. Пластины изготовляются острыми штампами с высокой точностью по размерам и по шагу пазов при минимальной величине заусенцев. Последние после штамповки снимаются на специальном станке. С целью снятия внутренних напряжений, возникающих в листе в процессе штамповки, пластины пакета статора подвергают отжигу в специальной печи без доступа воздуха при температуре 350—400° С. При этом восстанавливаются хорошие магнитные свойства стали уменьшаются гистерезисные потери.

Пластины статора подвергаются оксидированию или покрытию изоляционным лаком, чаще всего бакелитовым. Толщина лаковой пленки не должна превышать 0,01 *мм*. После специальной сушки листов они посту-

пают на сборку в пакеты. Нужное количество пластин для пакета определяется по счету или по весу пластин. Набранные пластины обжимают на прессе с необходимым давлением и производят скрепление пакета.

В сверхвысокоскоростных двигателях, как указывалось, делается скос пазов на роторе или на статоре. Поэтому шихтовка пластин ведется на специальной оправке, которая обеспечивает необходимый скос пазов.

Шихтовка пакета статора производится так, чтобы избежать механической обработки пазов, ограничиваясь снятием заусенцев с листа без опиловки пазов.

Алюминиевая к. з. обмотка роторного пакета со скошенными пазами изготовляется литьем под давлением. При изготовлении латунной к. з. обмотки сначала вставляют в пазы заготовленные стержни, на которые надеваются торцовые латунные кольца. После этого стержни припаивают (причем предпочтительно применять серебряный припой) или приваривают к торцовым кольцам.

### б) Технология изготовления обмотки статора

Процесс намотки обмотки состоит из следующих операций: изолирование стального пакета статора, укладка обмоточных проводов в пазы, соединение проводников одной фазы, изолирование и закрепление обмотки в пакете, проверка правильности намотки обмотки и качества электроизоляции.

Изолирование пакета статора заключается в укладке пазовой изоляции в пазы, наклейке по торцам пакета электроизоляционных пластин. В сверхвысокоскоростных двигателях для внутришлифовальных станков выбираются электроизоляционные материалы класса А, допускающие нагрев до температуры 105° С.

В качестве изоляции паза и торцовых сторон пакета применяются электроизоляционный картон, синтетические пленки и др.

В сверхвысокоскоростных двигателях с повышенным нагревом применяют проводники с кремнийорганической изоляцией, например, марки ПЭТК-4, а в качестве пазовой изоляции — фторопласт-4.

Пазовая изоляция нарезается с припуском с таким расчетом, чтобы она выступала на 3—5 *мм* сверху паза и по торцам пакета. При ручном изолировании пазов

вначале вставляют заранее заготовленную изоляцию, затем всыпают в паз проводники одной стороны секции, которая предварительно изготовлена на шаблоне.

После того как все секции вложены и спаяны по фазам, изолируются места спаек, вставляются клинья, закрепляющие проводники в пазу. С целью уменьшения завихрений воздуха клин делается фасонным, закрывающим шлиц вровень с внутренней поверхностью пакета. В качестве материала для клиньев применяются гетинакс, стеклотекстолит, пропитанное дерево и др.

На выводные концы надеваются полихлорвиниловые трубки. После укладки обмотки ее лобовые части обжимают специальным шаблоном. Затем проверяют электрическое сопротивление обмоток и ее изоляцию, а также отсутствие короткозамкнутых витков. После этого производится пропитка обмотки с целью: 1) создания более прочной электроизоляции между витками, между обмоткой и стальным пакетом; 2) улучшения теплопроводности; 3) повышения влагостойкости; 4) увеличения механической прочности обмотки. К пропиточным лакам предъявляется ряд требований, основными из которых являются: высокие диэлектрические свойства, хорошие пропитывающие и связывающие свойства, быстрое отвердевание, хорошая теплопроводность, высокая влагостойкость.

Выбор лака зависит от типа изоляции обмотки и условий эксплуатации. В сверхвысокоскоростных электрошпинделях, как уже отмечалось, для смазки шарикоподшипников применяется масляный туман, который обволакивает и обмотку статора. Такую обмотку из провода марки ПЭВ, соприкасающуюся с минеральным маслом, следует пропитывать согласно [Л. 1-9] глифталево-масляным лаком ГФ-95.

После пропитки и сушки обмотки на ее поверхность наносится нитроглифталевая эмаль № 1201.

Вакуумная пропитка обмотки лаком и ее сушка — длительный процесс. С целью уменьшения времени изготовления изоляционного покрытия некоторые заводы и фирмы применяют опрессовку пластмассой лобовых частей статорной обмотки сверхвысокоскоростных двигателей. Для опрессовки обмоток могут быть применены полиамидные смолы. При этом в качестве пазовой изоляции следует брать фторопласт-4. После пропитки, по-

крытия обмотки и сушки снова производится проверка ее электроизоляции.

Лобовые части обмоток и внутреннюю поверхность пакета статора желательно покрывать тонким слоем антикоррозийного лака или клеем БФ-4. При этом уменьшается шероховатость поверхностей, уменьшаются потери на трение.

### в) Механическая обработка ротора

Наибольшее внимание при изготовлении сверхвысокоскоростного электродвигателя уделяется технологии изготовления ротора. Вал ротора изготовляется из твердой стали, например из ШХ-15, с последующей термической обработкой. Пакет ротора, обработанный по наружному и внутреннему диаметру, нагревается до 180—200° С и напрессовывается на вал. Затем ротор поступает на чистовое обтачивание. Допуски на диаметр равны 0,005—0,008 *мм*, на овальность и конусность — 0,003—0,005 *мм*. Поверхность получается 6—7-го класса чистоты.

С целью получения более высокой точности обработки поверхность пакета ротора шлифуется по 1-му классу точности с допуском 2—3 *мк*, чистота обработки поверхности по 9-му классу, а посадочные места под подшипники (шейки вала) — по 10—11-му классу. Торцы шеек обрабатываются строго перпендикулярно посадочным местам, так как торцы фиксируют прижатые к ним внутренние кольца шарикоподшипников. Торцовое биение не должно превышать 3 *мк*, а овальность и конусность шеек вала — не более 2 *мк*.

Поскольку вал ротора подвергался термообработке, жесткость его весьма велика. С целью придания валу необходимой гибкости шлифовальным кругом снимается часть металла в месте перехода с посадочного диаметра под подшипник на больший диаметр, делается галтель, которая углублена в вал. Если этого не сделать, то при работе двигателя возможны поломки вала в указанных местах.

### г) Динамическая балансировка ротора

Как было указано, сверхвысокоскоростные двигатели изготовляются по высокому классу точности. Однако в собранном двигателе ротор, включая подшипники,

имеет некоторый небаланс вращающихся деталей, который может вызвать вибрации, биения. Кроме того, появляющиеся при этом переменные нагрузки вредно действуют на подшипники, увеличивая их износ, а также износ цапф.

Сила неуравновешенной массы зависит от величины этой массы, расстояния от оси вращения, от квадрата угловой скорости вращения. Так, например, при величине статического небаланса в 0,5 *г* и скорости вращения 100 тыс. *об/мин* возникает дополнительная нагрузка:

$$P = \frac{G}{g}\Omega_1^2 k = \frac{0{,}5\cdot 10^{-3}}{981}(10\,500)^2\cdot 1{,}23 = 68 \text{ кГ},$$

где $\Omega_1 = \frac{2\pi n_1}{60} = \frac{2\pi\cdot 100\,000}{60} = 10\,500$ *рад/сек*;

$$G = 0{,}5\cdot 10^{-3} \text{ кГ};$$

$$k = 1{,}23.$$

При указанной скорости вал ротора изготовляется с диаметром цапф (9—7) *мм*; поэтому такая дополнительная нагрузка приведет к выходу из строя подшипников или к поломке самого вала ротора. Поэтому необходима тщательная динамическая балансировка ротора со всеми вращающимися деталями, включая подшипники.

Вначале балансировка ротора производится на прецизионной балансировочной машине с повышенной чувствительностью. Наибольшую точность динамической балансировки обеспечивают станки с электромагнитными датчиками.

Точность динамической балансировки роторов на балансировочном станке при скорости вращения 1 500—3 000 *об/мин* до 0,005 *Г·см*.

На балансировочном станке РТМ-81 можно балансировать с такой точностью роторы, данные которых сведены в таблицу, помещенную ниже.

| | |
|---|---|
| Длина ротора между опорами, *мм* . . . | от 40 до 600; |
| Внешний диаметр пакета ротора, *мм* . . | от 20 до 350; |
| Вес ротора, *кг* . . . . . . . . . . . . | от 0,03 до 50. |

Обычно ограничиваются точностью балансировки ротора до 0,01—0,02 *Г·см*.

### д) Сборка двигателя и его динамическая балансировка

Рассмотрим кратко порядок сборки сверхвысокоскоростного электрошпинделя.

Сборку электрошпинделя начинают с посадки шарикоподшипников на вал ротора. Посадка шарикоподшипников производится весьма точно: внутреннее кольцо подшипника — с натягом до 2 *мк*, наружное кольцо — с зазором 4—6 *мк*. Прецизионные шарикоподшипники имеют сепаратор с малым удельным весом и высокой прочностью. При скорости вращения до 60 тыс. *об/мин* применяют подшипники с текстолитовым сепаратором на шифонной основе. При больших скоростях вращения более надежен в работе нейлоновый сепаратор, обладающий низким коэффициентом трения и высокой износоустойчивостью. Такой сепаратор выдерживает значительные напряжения, возникающие под действием центробежных сил, обусловленных собственной массой, и мало подвержен износу в результате трения скольжения шариков о сепаратор.

В собранном двигателе должен быть обеспечен такой предварительный осевой натяг шарикоподшипников, при котором отсутствует аксиальный зазор в шарикоподшипниках, т. е. обеспечивается высокая жесткость опоры. От величины осевого натяга шарикоподшипников зависит срок службы и точность обработки детали, шлифуемой сверхвысокоскоростным электрошпинделем внутришлифовального станка. Осевой зазор в рассматриваемых двигателях недопустим. Регулировка осевого зазора, осевой натяг, осуществляется в отдельных конструкциях сверхвысокоскоростных двигателей по-разному. Некоторые из них рассматриваются в § 5-5.

При сборке электрошпинделя сначала устанавливают на вал с нерабочей стороны подшипник и стакан. Затем вал вместе со стаканом вставляют в корпус и начинают собирать всю переднюю часть электрошпинделя. После установки необходимого натяга подшипника (см. § 5-2) стакан фиксируется в корпусе. По концам вала устанавливают крышки, а затем балансировочные шайбы.

Согласно нормативам на вибрацию, разработанным НИИ ЭП в 1958 г., размах вибрации для асинхронных двигателей единой серии 2—3 габаритов составляет 5—8 *мк*. Так как по ГОСТ 2789-51 электрошпиндели отно-

сятся к машинам I-го класса, то допускаемое радиальное биение выходного конца вала электрошпинделя не должно быть более 2—1 мк.

По окончании сборки двигателя производят его динамическую балансировку. Балансировку двигателя в собранном виде начинают при сравнительно низких скоростях вращения. Например, прежде чем включить электродвигатель на 120 тыс. *об/мин*, следует произвести обкатку шарикоподшипников в течение нескольких часов при скоростях вращения 48, 60, 96 тыс. *об/мин*. На всех этих скоростях производится динамическая балансировка путем размещения грузиков в гнездах балансировочных шайб. Грузики в гнездах тщательно заделываются или завинчиваются так, чтобы они не могли вылететь при вращении ротора. Затем двигатель ускоряют до номинальной скорости вращения, снова балансируют и «обкатывают».

До сих пор еще не имеется приборов для динамической балансировки двигателя в собранном виде; последняя ведется на производстве опытными мастерами и зависит от их навыков.

После того как двигатель отбалансирован, производят обкатку подшипников и проводят лабораторные испытания двигателя: снимают его электромеханические характеристики, испытывают опоры двигателя на долговечность при бесперебойной круглосуточной работе с номинальной скоростью вращения.

После этого в лабораторных условиях, а затем и в цехе производят испытания рабочих свойств сверхвысокоскоростного электрошпинделя при шлифовании на внутришлифовальном станке.

## 4-2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКОЙ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ РОТОРА

При проектировании сверхвысокоскоростных двигателей особое внимание необходимо уделять выбору критической скорости вращения, при которой возникает резонанс радиальных колебаний и вибраций двигателя.

Чем меньше прецизионные приборные подшипники, тем требуется более высокий класс чистоты обработки поверхности их колец. Для этого необходима высокая линейная скорость шлифовального круга. В случае высокой скорости вращения при значительной мощности дви-

гателя получается длинный вал ротора с большим расстоянием между опорами и критической скоростью ниже номинальной. Практика эксплуатации показала, что такой электрошпиндель имеет недостаточную жесткость и не обеспечивает нужную чистоту шлифуемой поверхности. Для обеспечения высокого класса чистоты шлифуемой поверхности следует строить сверхвысокоскоростной электрошпиндель малой мощности, с минимальным расстоянием между опорами, с первой критической ско-

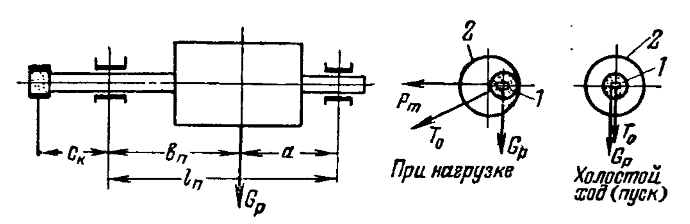



Рис. 4-1. К расчету критической скорости электрошпинделя.
1 — обрабатываемое кольцо; 2 — шлифовальный круг.

ростью, превышающей номинальную скорость. В случае регулирования скорости необходимо, чтобы в рабочем диапазоне скорости вращения ротора не совпадали ни с одной из критических скоростей.

Рассмотрим определение первой критической скорости сверхвысокоскоростного асинхронного электрошпинделя на шарикоподшипниках. Пуск двигателя производят при отсутствии момента нагрузки на валу (рис. 4-1). Поэтому прогиб вала определяется весом ротора и электромагнитным его притяжением к статору при наличии некоторого эксцентриситета ротора.

Начальная сила одностороннего магнитного притяжения

$$T_0 = t_0 e_0, \qquad (4\text{-}1)$$

где $t_0 = 1{,}5 D_2 \frac{l_\delta}{\delta}$, $e_0$ — смещение (эксцентриситет) центра тяжести ротора относительно оси отверстия статора за счет неточности обработки и сборки. В обычных асинхронных двигателях может быть эксцентриситет до $0{,}1\delta$.

В сверхвысокоскоростных электрошпинделях такой эксцентриситет недопустим. Асинхронные высокочастотные электрошпиндели изготовляют с меньшим эксцентриситетом.

Динамический прогиб вала при номинальной скорости и отсутствии нагрузки на валу определяется по формуле

$$\Delta_{\delta}=\frac{(G_{р}+T_0)\varphi_1}{1-t_0\varphi_1}, \qquad (4\text{-}2)$$

где $\varphi_1$ — динамический прогиб от единичной силы, приложенной к середине пакета ротора, равный:

$$\varphi_1=\frac{3l_{п}^2 b_{п}-4b_{п}^3}{48EJ}; \qquad (4\text{-}3)$$

здесь $G_{р}$ — вес ротора;
$l_{р}$ — расстояние между опорами;
$b_{п}$ — расстояние от центра тяжести ротора до ближайшей опоры;
$E$ — модуль упругости стали;
$J=\frac{\pi d_{в}^4}{64}$ — момент инерции ротора.

Необходимая жесткость ротора определяется по критической скорости.

Согласно теории колебаний, критическая скорость

$$n_{кр}=\frac{30}{\pi}\sqrt{\frac{g}{\Delta_{\delta}}}, \qquad (4\text{-}4)$$

где $g=981$ *см/сек*$^2$;
$\Delta_{\delta}$ - прогиб вала ротора, *см*.

В процессе шлифования появляется радиальная сила от нагрузки $P_m$, которая суммируется с силой $G_{р}+T_0$ [при расчетах следует учитывать направление сил в пространстве (рис. 4-1)].

Реакция передачи, представляющая собой радиальную силу от нагрузки:

$$P_m=k_2\frac{M_m}{R_{ш}}=k_2\frac{2M_m}{d_{ш}}, \qquad (4\text{-}5)$$

где $k_2$ — коэффициент, учитывающий характер нагрузки; на основании экспериментальных данных $k_2=2-3$; при этом коэффициент трения круга об изделие имеет пределы соответственно 0,5 и 0,33;
$M_m$ — максимальный вращающий момент;
$k_{м}$ — кратность максимального момента, определяемая из электромагнитного расчета;

$R_ш = \frac{d_ш}{2}$ — радиус шлифовального круга, определяемый из условия допустимой линейной скорости на периферии круга;

$d_ш$ — диаметр шлифовального круга.

Прогиб от единичной силы, приложенной к шлифовальному кругу в точке действия реакции $v_{кр}$, находится по формуле:

$$\varphi_2 = \frac{l_п^2 C_к}{16EJ}, \qquad (4\text{-}6)$$

где $C_к$ — длина по рис. 4-1.

Динамический прогиб вала

$$\Delta'_\delta = \frac{P_m \varphi_2}{1 - t\varphi_1}. \qquad (4\text{-}7)$$

Результирующий динамический прогиб

$$\Delta = \sqrt{(\Delta_\delta)^2 + (\Delta'_\delta)^2}. \qquad (4\text{-}8)$$

Критическая скорость ротора при шлифовании равна:

$$n'_{кр} = \frac{30}{\pi}\sqrt{\frac{g}{\Delta}}. \qquad (4\text{-}9)$$

Так как $n'_{кр} < n_{кр}$, то электрошпиндель при холостом ходе будет иметь критическую скорость $n_{кр.макс}$ большую, чем номинальная скорость $n_н$:

$$n_{кр\,макс} > n_н,$$

а при номинальной или наибольшей нагрузке на валу (в процессе шлифования) критическая скорость может оказаться ниже номинальной. Например, критическая скорость ЭШ(120—144)/0,10 (см. гл. 7) с диаметром вала под пакетом ротора 14 *мм*, эксцентрицитетом 0,01 $\delta$ при холостом ходе с учетом прогиба вала от действия центробежных сил составляет по расчету:

$$n_{кр.макс} = 178\,500 \text{ об/мин}.$$

При номинальной нагрузке при шлифовании с учетом всех сил, действующих на ротор, критическая скорость равна:

$$n_{кр.мин} = 78\,000 \text{ об/мин}.$$

Пуск электрошпинделя осуществляется, как указывалось, без нагрузки на валу, когда $n_{кр.макс} > n_н$; пуск происходит без затруднений. При переходе от холостого

хода к наибольшей нагрузке скорость вращения ротора снижается незначительно, не более чем на 5—10%. При номинальной или даже при наибольшей нагрузке (в процессе шлифования) двигатель не достигает критической скорости $n_{кр.мин}$ и работает нормально.

В рассчитанных и построенных ВНИПП асинхронных электрошпинделях выбрана такая жесткость роторов, при которой первая критическая скорость при холостом ходе выше номинальной.

Критическая скорость ротора, смонтированного на воздушных опорах, определяется по формуле

$$n_{кр} = \frac{60 f_р}{p}; \qquad (4\text{-}10)$$

здесь $f_р$ — собственная частота ротора, которая может быть определена, если рассматривать ротор как незакрепленную свободную балку [Л. IV—7]:

$$f_р = \alpha_р \sqrt{\frac{EJg}{(G_1 + T_0)\, l_п^3}}, \qquad (4\text{-}11)$$

где $\alpha_р = 2{,}5 — 3{,}5$.

## 4-3. ПРОИСХОЖДЕНИЕ И СПОСОБЫ УСТРАНЕНИЯ ШУМОВ ДВИГАТЕЛЯ

Уровень шума работающего сверхвысокоскоростного двигателя характеризует степень совершенства его конструкции и балансировки, а также величину вибраций. Весьма важным следует считать создание нормальных акустических условий для работающего, так как чрезмерный шум утомляет человека. По происхождению шумы в электродвигателе можно подразделить на ударные шумы, шумы трения, шумы от завихрений воздуха, шумы, создаваемые механическими и электромагнитными силами.

Ударный шум возникает от соприкосновения двух тел и зависит от скорости, массы и амортизирующих свойств соударяющихся тел. Так, например, при шлифовании вал электрошпинделя соприкасается с поверхностью обрабатываемой детали, при этом происходит соударение и возникает ударный шум.

Шум трения, или подшипниковый шум, возникает в результате шероховатости трущихся поверх-

ностей: вращающейся и неподвижной частей шарикоподшипников. Такие шумы зависят от качества обработки трущихся поверхностей, их смазки и успокоительных (демпфирующих) свойств материалов.

Шумы от завихрений воздуха (аэродинамические) зависят от конструкции пазов статора и ротора, от скорости вращающегося ротора, от степени шероховатости поверхностей ротора и статора.

Шумы, вызванные механическими силами, обусловлены небалансом вращающихся деталей.

Электромагнитные причины шума связаны с конструкцией электрической части двигателя: соотношением чисел пазов статора и ротора, их конструкцией, качеством спрессовки (шихтовки) пакета статора и ротора.

Кроме того, при пуске асинхронного двигателя возникают свободные токи в обмотках, которые, вероятно, могут создавать электромагнитные силы, вызывающие дополнительные вибрации и шумы двигателя.

Очевидно, ударный шум можно снизить при правильной технологии обработки шлифуемой детали, правильной эксплуатации двигателя, а также при выполнении двигателя в массивном корпусе. Шум становится мал при применении сверхпрецизионных подшипников с предварительным устранением люфтов путем создания пружинами усилий в аксиальном направлении. В процессе работы подшипников натяжение ослабевает, в результате может возникнуть шум в подшипниках. В таком случае следует проверить натяжение подшипников и эффективность их смазки.

Аэродинамический шум можно уменьшить путем выполнения закрытых пазов или применением для полузакрытых пазов статора специальных фасонных клиньев (или массы), закрывающих шлиц паза. Поверхность ротора сверхвысокоскоростного двигателя шлифуется для уменьшения трения о воздух при его вращении. Поверхность лобовых частей и внутреннюю поверхность статора следует покрывать лаком. В отдельных двигателях целесообразно делать вакуумное снижение шумов и аэродинамических потерь.

Шумы, вызванные механическими силами, снижаются в результате тщательной динамической балансировки ротора на сверхпрецизионных балансировочных стан-

ках, а также балансировки собранного двигателя при номинальной скорости вращения.

Электромагнитный шум связан с возникновением добавочных (паразитных) синхронных и асинхронных моментов, а также с вибрацией слабо спрессованных стальных листов под действием магнитного поля. Паразитные асинхронные и синхронные моменты не возникнут, если правильно выбраны числа пазов статора и ротора, их конструкция и обмотка статора. Они значительно снижаются при наличии скоса пазов. Правильный выбор укорочения шага обмотки статора приводит к снижению высших гармонических в кривой намагничивающей силы, а следовательно, и в кривой поля, что благоприятно влияет на работу двигателя.

При весьма больших скоростях сверхвысокоскоростных двигателей преобладающим шумом является аэродинамический шум, а также электромагнитный шум весьма высокой частоты и малой громкости, напоминающий комариный звук.

Установить величину уровня шума можно путем измерения или расчета. При измерениях определяют предельно допустимые уровни шума в функции частоты (в данном помещении) и уровни звуковой мощности шума для каждой активной полосы частот. Таким путем находят уровни мощности в каждой активной полосе, гарантирующие сохранность слуха обслуживающего персонала в течение длительного времени работы.

В сверхвысокоскоростных электрошпинделях уровень шумов, измеренный в шумовой камере, составляет от 15 до 25 *дб*, что допустимо.

*ГЛАВА ПЯТАЯ*

# КОНСТРУКЦИИ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

## 5-1. ПОДШИПНИКИ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Вопрос выбора опор сверхвысокоскоростного электродвигателя является весьма важным. С выбором опор связана конструкция двигателя, качество работы и срок его службы. В сверхвысокоскоростных двигателях применяют опоры скольжения или качения.

а) Подшипники скольжения с жидкостной смазкой имеют сравнительно высокую несущую способность (благодаря высокой вязкости смазки). Они могут выдерживать давления 100—300 *кГ/см*² и больше при сравнительно небольшом трении и незначительном износе. Однако при больших скоростях трение в подшипнике сильно возрастает, возникают потери энергии и подшипники нагреваются и могут стать неустойчивыми.

Подшипники скольжения из пластмассы со смазкой водой и другими жидкостями в ряде случаев работают хорошо, особенно при малом весе вращающихся деталей. Однако в электрошпинделях такие подшипники применяются весьма редко, так как до сих пор не обеспечивают удовлетворительную работу внутришлифовальных станков.

б) В настоящее время как в СССР, так и за границей уделяется большое внимание разработке подшипников скольжения с газовой смазкой.

В таких подшипниках при воздушной смазке давление в смазочном слое возникает в результате движения вала, появляется воздушная несущая подушка. Поэтому их называют аэродинамическими. Поскольку вращающийся вал находится в воздухе, такую конструкцию опор называют также воздушными опорами.

Газы имеют вязкость, в тысячи раз меньшую, чем масло; она мало изменяется с изменением температуры. Так, например, при 20° С вязкость воздуха в 4 тыс. раз меньше вязкости масел и в 100 раз меньше вязкости керосина. При 80° С вязкость воздуха в 250 раз меньше вязкости самых жидких масел.

Потери в подшипниках с воздушной смазкой в 1 тыс. раз меньше, чем в подшипниках с жидкостной смазкой; выделяющееся тепло уносится проходящим газом (воздухом), и температура опор невелика.

При смазке газом всегда имеется воздушная подушка между поверхностью подшипника и вращающимся валом; поверхности подшипника и вращающегося вала непосредственно не соприкасаются, поэтому их износ во время работы практически ничтожен. В большей мере износ поверхностей подшипника и вала происходит при пуске и остановке шпинделя, если не обеспечивается принудительная подача газа. Из сказанного следует, что подшипники с газовой смазкой (газовой подушкой) мо-

гут найти широкое применение при весьма больших скоростях — свыше 100—200 тыс. *об/мин*, когда от подшипника не требуется обеспечения большой несущей способности. При меньших скоростях вращения несущая способность таких опор заметно падает и применение их нерационально.

В настоящее время проблема использования подшипников с воздушной смазкой находится в начальной стадии развития в большинстве стран мира [Л. IV-5]. Имеется ряд трудностей в области производства, технологии изготовления подшипников с воздушной смазкой. Для получения требуемой несущей способности такого подшипника необходимо изготавливать двигатель с весьма малым зазором между поверхностью подшипников и валом, равным 10—20 *мк* на сторону; в новейших сверхвысокоскоростных двигателях зазор на сторону равен 5 *мк*. В крупном электромашиностроении такая величина является технологическим допуском. Изготовление электрической машины с таким малым зазором в подшипнике скольжения представляет определенные трудности и возможно только при весьма высоком уровне электромашиностроения.

В случае работы двигателя на воздушных опорах при больших скоростях вращения могут возникать самовозбуждающиеся колебания вала — так называемый полускоростной вихрь. Под этим понятием подразумевается вращение центра вала вокруг центра подшипника со скоростью, близкой к половине величины скорости вращения вала вокруг своей оси. Причинами возникновения полускоростного вихря является малая несущая способность газовой подушки, ее малая жесткость.

В электрошпинделе при шлифовании возрастают радиальные нагрузки на вал, вследствие чего уменьшается воздушный зазор между валом и подшипником. Минимальное значение зазора в подшипнике не должно быть менее 5—3 *мк*, так как шероховатость поверхности подшипника порядка 2—3 *мк*. При больших радиальных нагрузках на вал в процессе шлифования иногда возникает сухое трение поверхностей вала и подшипника, что приводит к выходу из строя электрошпинделя.

Указанные недостатки воздушных опор возможно устранить. Над созданием надежных в эксплуатации воздушных опор работают у нас в стране и за границей.

Однако сверхвысокоскоростные двигатели на воздушных опорах до сих пор еще находятся в стадии разработки опытных образцов. При этом разрабатываются вопросы конструкции, выбора материалов, технологии изготовления, устойчивой надежной работы и т. д.

Конструкция электрошпинделя на воздушных опорах рассматривается в § 5-5.

в) Шарикоподшипники для сверхвысокоскоростных электрошпинделей.

В настоящее время во всех зарубежных и отечественных внутришлифовальных станках применяются сверхвысокоскоростные электрошпиндели со скоростью до 150 тыс. *об/мин* включительно, выполненные на прецизионных шарикоподшипниках. Такие подшипники изготовляются по весьма высокому классу точности — классу С (ГОСТ 520-55); их сепараторы имеют малый удельный вес и большую прочность. Подшипники должны иметь высокую жесткость, поскольку в процессе работы недопустимы вибрации, так как электрошпиндели должны обеспечивать 12—8 классы чистоты шлифуемой поверхности детали. С жесткостью шарикоподшипника связан и срок службы электродвигателя.

## 5-2. РАСЧЕТ ШАРИКОПОДШИПНИКОВ

Во всех конструкциях электрошпинделей для восприятия радиальных и осевых нагрузок применяются радиально-упорные шариковые подшипники с текстолитовым сепаратором. Жесткость подшипникового узла обеспечивается усилием в аксиальном направлении и выбором правильного расстояния между опорами.

Усилием в аксиальном направлении (предварительным натягом подшипников) называется начальная осевая нагрузка, которая создается в подшипниках собранного электрошпинделя с помощью пружины с целью устранения радиального зазора в радиально-упорных подшипниках с углом контакта шариков $\beta_0 = 12—8°$.

Указанное усилие в радиально-упорных подшипниках зависит от мощности и скорости вращения электрошпинделя, а также от размеров, конструкции подшипников и может быть подсчитано по формуле [Л. IV-2б].

$$A_{п} = \left[\frac{k_N}{k_v} P_{2н}\psi_N + i k_{п} d^3 n^2 \gamma\right] \operatorname{tg} \beta_0, \; кГ, \qquad (5\text{-}1)$$

где $P_{2н}$ — номинальная мощность электродвигателя, *квт*;

$d$ — внутренний диаметр подшипника, *см*;

$n$ — скорость вращения подшипника, *об/мин*;

$i$ — число подшипников на одной опоре;

$\beta_0$ — угол контакта шарика в подшипнике;

$\gamma$ — удельный вес материала вращающихся деталей;

$k_v = \frac{v_{кр}}{35}$;

$v_{кр}$ — линейная скорость на периферии шлифовального круга;

$k_N = 16 \div 20$;

$k_п = f(d)$; при $d = (5-90)$ *мм*; $k_п = (0{,}5 \div 0{,}81) \cdot 10^{-9}$;

$\psi_N = \frac{P_m}{P_п}$ — коэффициент кратковременной перегрузки.

Значения $A_п$ в зависимости от величин $d$, $P_н$ и $n$ приведены в табл. 5-1.

Таблица 5-1

**Значения $A_п$ при $k_v = 1$ и $\psi_N = 1{,}3$ (при средних значениях $k_N$ и $k_п$)**

| $n$, *об/мин* | $P_{2н}$, *квт* | $d$, *см* | $A_п$, *кГ* | |
|---|---|---|---|---|
| | | | $i = 1$ | $i = 2$ |
| 12 000 | 7,0 | 4,0 | 46 | 57 |
| 18 000 | 5,0 | 3,5 | 40 | 54 |
| 24 000 | 3,5 | 3,0 | 32 | 47 |
| 36 000 | 2,0 | 2,0 | 21 | 32 |
| 48 000 | 1,2 | 1,5 | 12 | 17 |
| 60 000 | 0,8 | 1,2 | 10 | 16 |
| 72 000 | 0,7 | 1,0 | 8 | 13 |
| 96 000 | 0,4 | 0,9 | 8 | 14 |
| 120 000 | 0,3 | 0,7 | 7 | — |
| 144 000 | 0,2 | 0,6 | 5 | — |

Для нормальной работы радиально-упорных подшипников необходимо выполнение следующего условия [Л. IV-9]:

$$A_\Sigma \geqslant 1{,}67 \overline{\Sigma K} \operatorname{tg} \beta_0, \qquad (5\text{-}2)$$

где $A_{\Sigma}$ — алгебраическая сумма всех осевых сил, действующих на наиболее нагруженный подшипник;

$\overline{\Sigma R}$ — геометрическая сумма всех радиальных сил, действующих на тот же подшипник. Отношение $\frac{A_{\Sigma}}{\Sigma R} = 0{,}35 - 0{,}5$.

Работа подшипника характеризуется значениями коэффициента работоспособности $C$ и статической грузоподъемности $Q_{ст}$. При стандартной конструкции подшипника коэффициент $C$ определяется [Л. IV—3] по формуле

$$C = 60Z^{0,7}d_{ш}\Psi\cos\beta_0, \quad (5\text{-}3)$$

где $Z$ — количество шариков в одном ряду;

$d_{ш}$ — диаметр шариков, *мм*;

$$\Psi = \frac{1}{1 + 0{,}02d_{ш}}. \quad (5\text{-}4)$$

Коэффициент работоспособности (динамическую долговечность) определяют по формуле

$$C = Q_{ст}(nh)^{0,3}, \quad (5\text{-}5)$$

где $Q_{ст} = (k_б + 1{,}5A_п)$ — условная нагрузка на подшипник (статическая грузоподъемность)

или

$$Q_{ст} = (0{,}68 \div 1{,}2)Zd_{ш}^2\cos\beta_0, \quad (5\text{-}6)$$

где $k_б \approx 1{,}32$;

$h$ — число часов работы подшипника.

Следует отметить некоторые особенности опор качения сверхвысокоскоростных электрошпинделей. Предел быстроходности этих машин в значительной мере обусловлен стойкостью подшипников. В опорах качения с повышением скорости вращения возрастают динамические напряжения. Поэтому чрезвычайно высоки требования к качеству материалов таких подшипников и к качеству их выполнения.

Быстроходность шарикоподшипников обычно характеризуется произведением

$$dn,$$

где $d$ — внутренний диаметр подшипника, *мм*;

$n$ — скорость вращения вала, *об/мин*.

С увеличением скорости вращения увеличивается произведение $dn$ и уменьшается срок службы подшипников. Например, в электрошпинделях, работающих со скоростью вращения 100 тыс. *об/мин*, диаметр шейки вала $d=(7\div 9)$ *мм*, быстроходность $dn=(700\div 800)$ тыс. *мм об/мин*. Если брать диаметр по центру шариков, что более правильно, то приведенная величина быстроходности будет примерно вдвое больше. Напомним, что увеличение скорости вращения электрошпинделя связано с шлифованием весьма малых отверстий, когда мощность шлифования мала, а следовательно, малы мощность и размеры электрошпинделя. Поэтому шейка вала диаметром $d=(7\div 9)$ *мм* при скорости (150 –100) тыс. *об/мин* оказывается достаточной по условиям жесткости ротора.

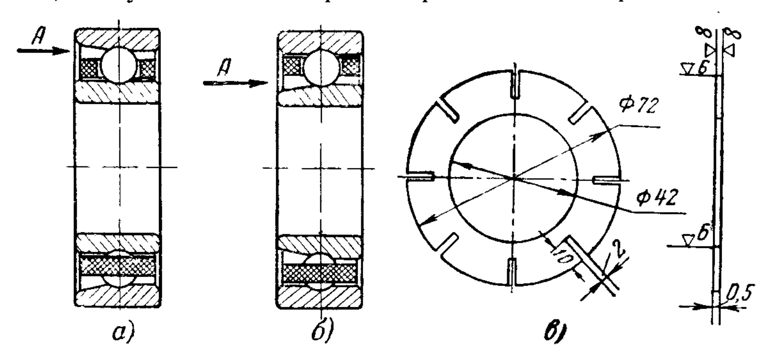



Рис 5-1. Конструкция шарикоподшипников.

*а* – шарикоподшипник с замком на наружном кольце с базированием сепаратора на внутреннем кольце; *б* – то же с замком на внутреннем кольце с базированием сепаратора на наружном кольце; *в* — плоская пружина для предварительного натяжения шарикоподшипников в целях устранения люфтов.

Срок службы шарикоподшипников существенно зависит от того, насколько эффективна смазка, каковы потери трения в подшипнике и какова система охлаждения подшипника. В сверхвысокоскоростных электрошпинделях, как правило, применяется смазка масляным туманом. В процессе эксплуатации выяснилось, что на смазке подшипника масляным туманом существенно сказывается расположение замка и базирование сепаратора.

На рис. 5-1,*а* изображен подшипник с замком на наружном кольце и с базой сепаратора на внутреннем кольце. Масляный туман попадает в подшипник в на-

правлении стрелки *А*. Здесь смазка малоэффективна, поскольку она не обтекает со всех сторон шарикоподшипник и выдувается из желоба внешнего кольца подшипника. В результате этого недостаточно смазываются шарики и внутренняя часть сепаратора, базирующаяся на внутреннем кольце. Возникающее в подшипнике тепло недостаточно отводится масляным туманом, и подшипник чрезмерно нагревается. Кроме того, при вращении сепаратора центробежные силы, действующие на него, имеют различную реакцию с обеих сторон подшипника. В результате указанных причин в эксплуатации наблюдается разрыв сепаратора со стороны замка и выход из строя подшипника.

На рис. 5-1,*б* показан шарикоподшипник с замком на внутреннем кольце и с базированием сепаратора на наружном кольце. В этой конструкции обеспечивается лучший режим смазки, так как масляный туман поступает в основном со стороны замка на внутреннем кольце, проходит через отверстия между шариками и сепаратором, смазывает их, затем попадает в желоб наружного кольца. Капли масла, отбрасываемые центробежными силами к наружному кольцу, накапливаются в желобе наружного кольца; их избыток выходит между поверхностью сепаратора и кольца. Таким образом, улучшается отвод тепла от деталей подшипника и их смазка, значительно снижается температура подшипника, несмотря на увеличение диаметра базы сепаратора. Смазка непрерывно поступает в желоб наружного кольца и не выдувается столь интенсивно, как в первой конструкции. Избыток скапливающегося в желобе масла непрерывно выбрасывается, смазывает и охлаждает поверхности сепаратора и наружного кольца.

В такой конструкции работа сепаратора находится в более благоприятных условиях в отношении смазки, охлаждения и действующих на него сил, которые оказываются почти одинаковыми с левой и правой стороны, и разрывов сепаратора при вращении электродвигателей не происходит.

При большой скорости и малом давлении получается чисто жидкостное трение, а это означает отсутствие износа подшипника. Сроки работы высокоскоростных шарикоподшипников не лимитируются усталостным износом. Разрушение их обычно происходит из-за наво-

лакивания частиц сепаратора на шарики вследствие перегревания смазки и возникающих иногда больших биений шарикоподшипника при отсутствии осевых усилий.

В сверхвысокоскоростных электрошпинделях ВНИПП применяются радиально-упорные шарикоподшипники легкой серии с текстолитовым сепаратором [Л. IV-3]. Основные данные таких подшипников приведены в табл. 5-2.

Таблица 5-2

**Шарикоподшипники радиально-упорные (легкая серия) (работоспособность 1 000—2 000 *ч*)**

| Номер подшипника | $n \cdot 10^3$, *об/мин* | $d_п$, *мм* | $D_п$, *мм* | $b_п$, *мм* | $G_п$, *кГ* | $dn \cdot 10^3$, *мм·об/мин* |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 46 202 | 24—36 | 15 | 35 | 11 | 0,04 | 360—540 |
| 46 201 | 36—48 | 12 | 32 | 10 | 0,04 | 430—575 |
| 600-019Е | 48—72 | 9 | 24 | 7 | 0,02 | 430—650 |
| ЦКБ-667 | 60—96 | | | | | 540—860 |
| ЦКБ-1622 | 96—120 | 7 | 24 | 7 | 0,012 | 670—840 |
| ЦКБ-1622 | 120—144 | 7 | 24 | 7 | 0,012 | 840—1 000 |

Примечание. В таблице обозначено: $d_п$ — внутренний диаметр подшипника, $D_п$ — наружный диаметр подшипника; $b_п$ — ширина подшипника; $G_п$ — вес подшипника.

Допуски для радиально-упорных шарикоподшипников класса С указаны в ГОСТ 520-55.

## 5-3. СИСТЕМА СМАЗКИ ШАРИКОПОДШИПНИКОВ МАСЛЯНЫМ ТУМАНОМ

Большое значение для работы сверхвысокоскоростного электрошпинделя имеет система смазки шарикоподшипников. В процессе эксплуатации установлено, что электрошпиндели в большинстве случаев выходят из строя вследствие неправильной смазки подшипников. В настоящее время все отечественные заводы и иностранные фирмы для смазки шарикоподшипников сверхвысокоскоростных электрошпинделей применяют масляный туман.

Смазка подшипников масляным туманом является, начиная со скорости вращения 60 тыс. *об/мин* и выше, практически единственным рациональным способом смазки высокоскоростных подшипников качения.

Масляный туман — это масляно-воздушная смесь, в которой мельчайшие капли масла размером порядка 0,02 *мм* и менее находятся в воздухе во взвешенном состоянии. Эта масляно-воздушная смесь получается путем пульверизации легкого минерального масла с помощью специальных распылителей. Следует отметить, что концентрация составных частей масляного тумана (масла и воздуха) может регулироваться в зависимости от требуемой интенсивности смазки. Обычно концентрация масляного тумана колеблется от 1 до 5 $Г/см^3$.

Применение масляного тумана обеспечивает нормальное заполнение корпусов высокоскоростных подшипников маслом, а также легкое проникновение смазки вместе с охлаждающей струей воздуха к наиболее нагретым и плохо смазывающимся элементам подшипников — к телам качения и гнездам сепараторов. В результате резко снижается трение в подшипнике за счет подачи минимально необходимого для образования масляной пленки количества масла, в 3—5 раз снижается расход масла по сравнению с капельной смазкой, увеличивается отвод тепла от подшипника, ибо он все время омывается масляным туманом, который снимает с подшипника часть тепла и удаляет его с уходящим воздухом в атмосферу. Кроме того, создание в подшипниках избыточного давления препятствует попаданию в них извне абразивных частиц и пыли. Следует отметить, что частицы масла, покрытые воздушными пленками, достаточно устойчивы против образования капель и осаждения их на стенках сосудов и трубопроводов. Поэтому масляный туман может передаваться по трубопроводам, выполненным из маслостойкой резины или из металлических трубок, на расстояния до 30 *м*.

Распыление масла и образование масляного тумана осуществляется в специальных установках, называемых распылителями масла. Распылитель представляет собой пульверизатор, способный обеспечивать очень тонкое раздробление частиц масла до величины порядка нескольких микрон. Источником энергии для распыления является сжатый воздух, а переносчиком ее — молекулы сжатого воздуха.

Принципиальная схема распылителя показана на рис. 5-2.

Распылитель масла любой конструкции состоит из

двух основных частей: головки, где происходит распыление масла, и резервуара для масла. Головка распылителя содержит в себе штуцер и каналы для прохода сжатого воздуха, жиклер и всасывающую трубку для подачи масла, каналы и штуцер для выхода образующегося масляного тумана.

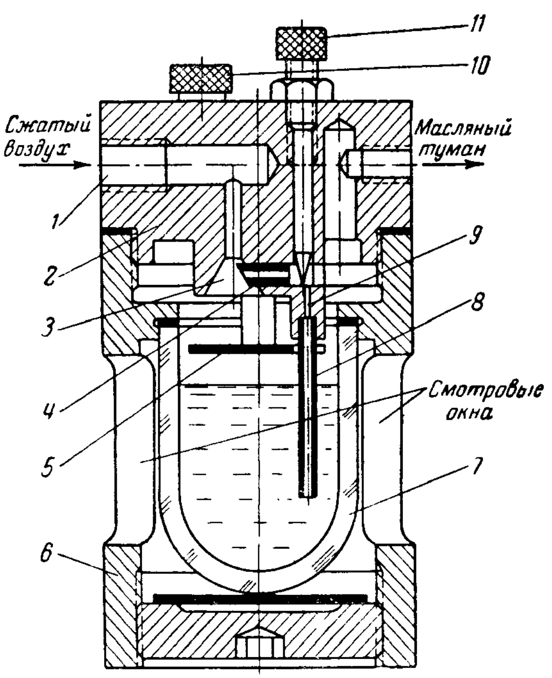



Рис. 5-2. Распылитель масла для образования масляного тумана.

Распылитель работает от сети сжатого воздуха. Избыточное давление воздуха внутри распылителя колеблется в зависимости от требуемой производительности от 0,1 до 0,6 *кГ/см*².

Сжатый воздух под избыточным давлением около 0,4 *кГ/см*² поступает в диффузор *3* через вводной штуцер (на схеме не показан), который ввертывается в отверстие *1* в крышке *2*. При протекании воздуха мимо жиклера *4* в трубку *8* из резервуара для масла засасывается

масло, которое через ниппель *9* поступает в жиклер, а из него в диффузор. Здесь оно распыляется проходящей струей воздуха и превращается в масляный туман, который при выходе из диффузора ударяется в отсекатель *5*, конденсирующий наиболее крупные частицы масла. Освобожденный от этих частиц масляный туман заполняет все свободное пространство внутри распылителя, откуда он по каналу поступает в трубопровод, ведущий к электрошпинделю.

При помощи винта *10* осуществляется регулирование подачи воздуха, а игольчатым клапаном *11* — регулирование концентрации масла в масляном тумане.

Подаваемый в распылитель воздух должен тщательно очищаться от пыли и влаги. Для этой цели используют специальные фильтры-осушители, в которых сжатый воздух проходит либо через толстый абразивный круг, либо через специальную пористую трубку, полученную путем спекания мелких латунных частиц.

Для заливки масла в головке распылителя имеется пробка. Перед заливкой в распылитель масло следует тщательно профильтровать, так как в противном случае вместе с маслом в подшипник может попасть грязь, что совершенно недопустимо. Для этой цели на нижнем конце всасывающей трубки устанавливается фильтр из латунной сетки.

Чтобы режим работы распылителя не нарушался, установленное внутри распылителя давление должно поддерживаться постоянным. Это осуществляется при помощи редукционного клапана мембранного типа. Для наблюдения за давлением распылитель снабжается манометром.

На рис. 5-3 приведена схема сети для индивидуального питания масляным туманом шарикоподшипников двигателя с элементами автоматического контроля за ее работой.

Сжатый воздух из заводской сети поступает по трубопроводу в фильтр-осушитель *12*. С течением времени в резервуаре осушителя накапливается вода (конденсационная), которая должна выпускаться из осушителя через кран *11* после того, как уровень воды достигнет известного предела, или в соответствии с инструкцией перед началом каждой смены. В том случае, если уровень воды по тем или иным причинам превышает поло-

женную величину, поплавковый клапан *13* через блокирующее устройство выключает станок. Воздух из осушителя через редукционный клапан *3* поступает в распылитель *8*. В случае, если давление внутри распылителя внезапно почему-либо упало, должно сработать реле давления *4*; это реле включается в схему автоматического управления станком таким образом, чтобы станок не мог быть включен до тех пор, пока давление внутри распылителя отсутствует. Распылитель снабжается по-

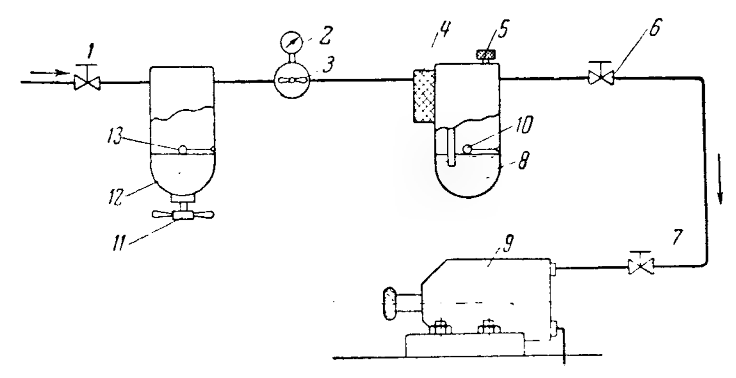


Рис. 5-3. Схема сети для индивидуальной подачи масляного тумана для смазки шарикоподшипников сверхвысокоскоростного электрошпинделя.

плавковым клапаном *10*, который включает блокирующее устройство, отключающее станок в том случае, если уровень масла в распылителе становится ниже установленного.

Давление в распылителе проверяется по манометру *2*. Распылитель снабжен игольчатым клапаном для регулирования концентрации масла в масляном тумане. Для наблюдения за наличием масляного тумана в трубопроводе между распылителем *8* и потребителем *9* имеются краники *6* и *7*. Вся сеть включается в работу краном *1*.

Оптимальный режим подачи масляного тумана: давление тумана 200—300 *Г/см*$^2$, расход масла 2—3 *Г/ч* на один шпиндель, расход воздуха 1—2 *м*$^3$*/ч*.

Для осаждения масляного тумана на смазываемых поверхностях требуется увеличить размер масляных частиц. В противном случае масляный туман не осаждается и выходит в воздух, загрязняя атмосферу цеха. Это

отражается на здоровье работающих и, кроме того, происходит непроизводительный расход масла.

Для осаждения масляного тумана используются так называемые конденсаторы — отверстия уменьшенного диаметра порядка (0,5÷2) *мм*, в которые попадает масляный туман после прохождения через подшипники. В отверстиях малого диаметра скорость масляного тумана возрастает и его частицы, обладая достаточной кинетической энергией, ударяются о стенки, разбивают воздушную пленку и осаждаются на поверхности конденсатора; капли масла стекают в соответствующий резервуар.

Эффект от применения масляного тумана для смазки подшипников сверхвысокоскоростных электрошпинделей оказался весьма значительным. Эксплуатационные сроки службы подшипников возросли в несколько раз, а расход масла снизился в 3—5 раз.

## 5-4. НАГРЕВАНИЕ И ОХЛАЖДЕНИЕ ДВИГАТЕЛЯ

В результате имеющихся в двигателе электрических, магнитных и механических потерь мощности происходит нагревание двигателя. Чтобы не допустить перегревания отдельных частей двигателя, необходимо предусмотреть отвод выделяющегося тепла. Отводу тепла способствует искусственное охлаждение двигателя с использованием различных охлаждающих сред: воды, трансформаторного масла, газа. К таким охлаждающим средам предъявляются важные требования. Они должны иметь хорошую теплопроводность, большую теплоемкость, теплостойкость, высокие температуры кипения и воспламенения. Свойства воды, масла и водорода, отнесенные к свойствам воздуха, принятым за единицу, приведены в табл. 5-3.

Можно предположить, что охлаждение жидкостью хуже, менее эффективно, чем газовой средой, так как при движении жидкости потери энергии на трение имеют бо́льшую величину.

При жидкостном охлаждении для получения тех же результатов, что и при газовом, требуется меньший объем охлаждающей среды, поэтому величина скорости жидкости выбирается меньшей, чем скорость газа. Таким образом, сопротивление движению при одинаковом коэффициенте теплопередачи для жидкости соответ-

Таблица 5-3

**Свойства некоторых жидкостей и газовых охлаждающих сред**

| Параметры | Вода | Масло | Водород |
|---|---|---|---|
| Удельный вес | 860 | 750 | 1/14 |
| Теплопроводность | 23 | 5,3 | 7,1 |
| Теплоемкость объемная (на 1 $м^3$) | 3 500 | 1 400 | 1 |
| Коэффициент теплопередачи $\alpha_т$ при одинаковой скорости | 570 | 22,2 | 1,7 |
| Скорости при одинаковом $\alpha_т$ | 1/3100 | 1/60 | 1/2 |
| Сопротивление при одинаковом $\alpha_т$ | 1/6200 | 1/520 | 1/2 |

ственно уменьшается. В сверхвысокоскоростных электрошпинделях для внутришлифовальных станков в настоящее время применяется система принудительного жидкостного охлаждения. Система водяного охлаждения имеет ряд преимуществ:

1) теплоемкость воды значительно превышает теплоемкость воздуха;

2) вода имеет высокий коэффициент теплоотдачи;

3) сокращаются вес и размеры двигателя за счет устранения радиальных каналов;

4) увеличивается к. п. д. двигателя за счет снижения потерь на вентиляцию;

5) температура водопроводной воды обычно ниже температуры воздуха;

6) расход воды для охлаждения сверхвысокоскоростных двигателей незначительный.

Сверхвысокоскоростные электрошпиндели имеют закрытую конструкцию, потери мощности в двигателе, выделяющиеся в виде тепла, полностью передаются на его корпус. Поэтому каналы для водяного охлаждения следует расположить таким образом, чтобы они находились в непосредственной близости от тел, в которых выделяется наибольшее количество тепла. В электрошпинделях нет необходимости располагать трубки с водой в пакете статора или в пазах. Наиболее целесообразно устраивать кольцевые каналы — водяную рубашку в стальном корпусе двигателя (рис. 5-4). Вода поступает в корпус со стороны задней крышки, через штуцер в верхней части корпуса, обтекает корпус по кольцевому

каналу-рубашке, отбирает тепло от корпуса и уносит с собой через штуцер в нижней части корпуса. Скорость воды в кольцевом канале выбирается около 0,15 *м/сек*.

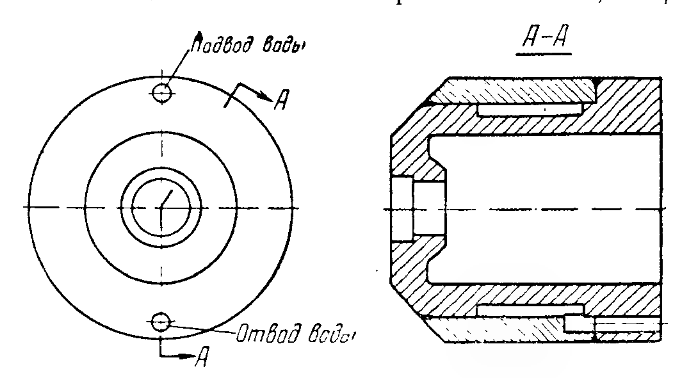



Рис. 5-4. Кольцевой канал (рубашка) в корпусе для водяного охлаждения двигателя.

Расчет превышений температуры отдельных частей двигателя над температурой окружающей среды проводится при определенных допущениях и приближенно, поскольку трудно учесть все технологические и конст-

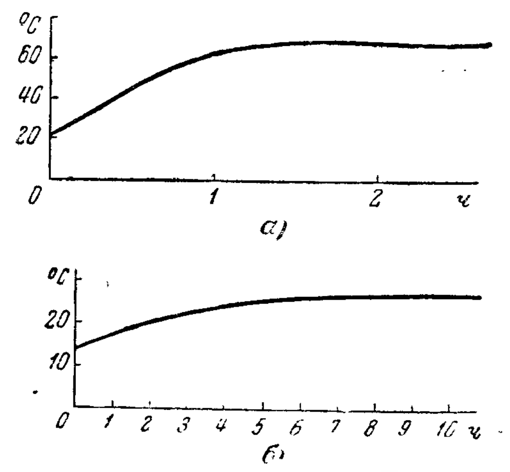



Рис. 5-5. Опытные кривые нагревания корпуса электрошпинделя ЭШ-36/1,0 при холостом ходе.
*а* — при естественном охлаждении (конвекции); *б* — при водяном охлаждении.

руктивные факторы и правильно учесть передачу тепла от одного тела к другому. Можно считать, что температура лобовой части обмотки статора электрошпинделя близка к температуре пазовой части обмотки; что касается потерь в роторе, то они частично передаются через воздушный зазор к зубцам пакета статора, а частично через воздух и вал к пакету, корпусу и крышкам двигателя.

Составляются тепловые схемы, с учетом которых определяют превышения температуры отдельных частей двигателя [Л. III-2а]. Построенные электрошпиндели ВНИПП закрытой конструкции с водяным охлаждением в корпусе имеют температуру корпуса (20÷35)° С. Например, тепловой режим электрошпинделя ЭШ-36/1,0 характеризуется кривыми рис. 5-5, причем расход воды $\Theta = 840$ *см³/ч*.

## 5-5. ОБЗОР КОНСТРУКЦИЙ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### а) Электрошпиндели ВНИПП

Как было указано выше, сверхвысокоскоростные электрошпиндели устанавливаются на внутришлифовальных станках. Для защиты электрошпинделя от абразивной пыли, а также от брызг эмульсии конструкция двигателя выбирается закрытой. Габаритные размеры электрошпинделя ограничены размерами шлифовального станка; они выбираются по возможности меньшими, особенно в радиальном направлении.

В таких двигателях закрытой конструкции электромагнитные нагрузки получаются сравнительно большими. Велики также механические потери энергии.

Сверхвысокоскоростные электрошпиндели выполняют с водяным охлаждением. В результате конструкция электрошпинделя и технология его изготовления получаются довольно сложными. Для изготовления таких двигателей требуется высокая культура производства.

Работоспособность сверхвысокоскоростного двигателя зависит от того, насколько правильно спроектирована его электрическая часть, какова прочность ротора, насколько эффективна система охлаждения двигателя и правильно выбраны опоры.

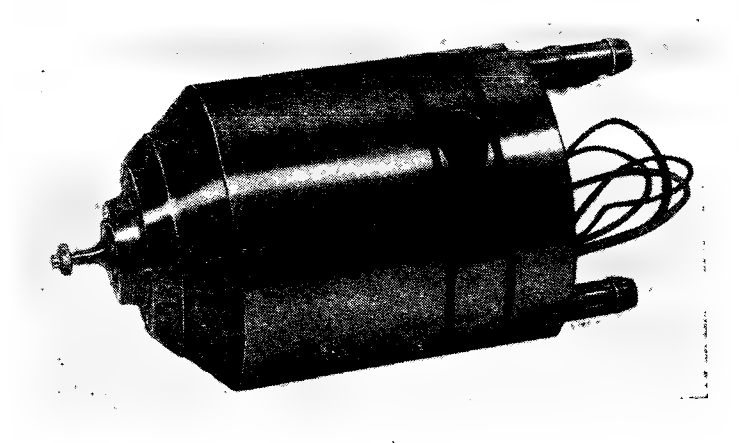
Сверхвысокоскоростные электрошпиндели ВНИПП

построены на шариковых опорах. Прецизионные шарикоподшипники для них изготовляются Четвертым ГПЗ, основные данные таких подшипников приведены в табл. 5-2. Как было отмечено, двигатели на шарикоподшипниках, у которых замок выполнен на внутреннем кольце с базированием сепаратора на наружном кольце, работают отлично. Натяг подшипников осуществляется плоской пружиной. Сверхвысокоскоростные электрошпиндели конструкции ВНИПП построены с к. з. обмоткой в закрытых пазах шихтованного пакета ротора. В качестве материала обмотки ротора при изготовлении на опытном заводе выбрана латунь марки Л62. При изготовлении на заводе электронасосов, где имеется машина для литья под давлением, пазы пакета ротора заливаются алюминиевым сплавом. Статор выполнен с полузакрытыми пазами. Пакет статора в ЭШ-120-144 (рис. 5-6) набирается из листов марки Э44 или Э41 толщиной 0,20 *мм*. Листы пакета статора набираются в специальный стакан из стали или алюминиевого сплава или закрепляются скобками. Обмотка статора двухслойная.

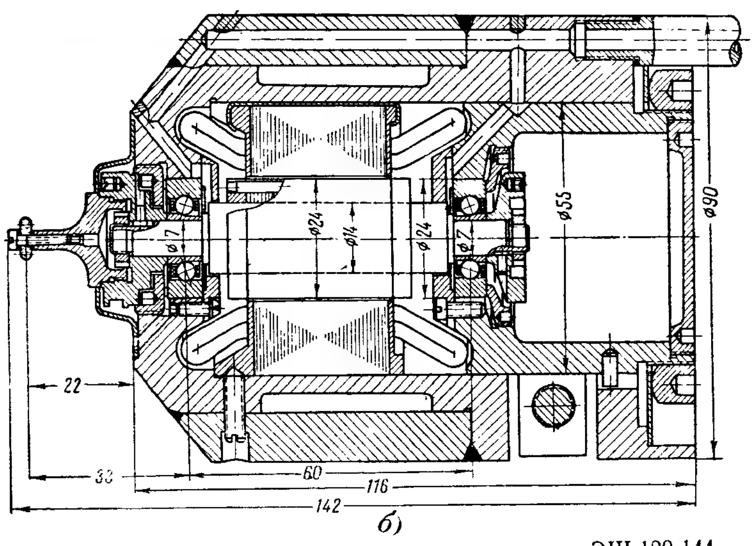
С целью уменьшения расстояния между опорами подшипники в крышках углублены и находятся под лобовыми частями обмотки статора. Для уменьшения потерь энергии от полей рассеяния лобовых частей крышки и подшипниковые щиты целесообразно делать из немагнитной стали. Для отвода тепла в корпусе двигателя сделан кольцевой канал, в котором циркулирует вода, поступающая из водопроводной сети через резиновый шланг и штуцер.

Шарикоподшипники имеют внутренний диаметр 7 *мм*. Подшипник с правой стороны расположен в специальном стальном стакане, который перемещается с помощью гайки при регулировании осевого усилия и затем прижимается к одной из сторон корпуса винтом, помещенным в разрезанной части корпуса. Смазка шарикоподшипников осуществляется масляным туманом, который подводится через верхний штуцер и проходит через специальные каналы к переднему и заднему подшипникам.

Для динамической балансировки собранного двигателя при номинальной скорости вращения на роторе после подшипников помещены специальные балансировочные шайбы с отверстиями, в которые ввинчиваются грузики.



а)

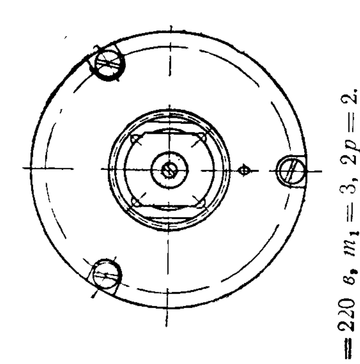



б)

Рис. 5-6. Сверхвысокоскоростной электрошпиндель ЭШ-120-144 конструкции ВНИПП $P_2 = (100—250)$ *вт*, $m_1 = 3$, $2p = 2$, $U_1 = 220$ *в*.
*а* — общий вид; *б* — вид в разрезе.

Примерно такую же конструкцию имеет электрошпиндель ЭШ-120/0,1; на рис. 5-7 он показан с однослойной обмоткой статора; пакет ротора скреплен скобами.

Электрошпиндель мощностью 50 *вт* на 60 тыс. *об/мин* изготовлен в трех вариантах. Два из них на шариковых



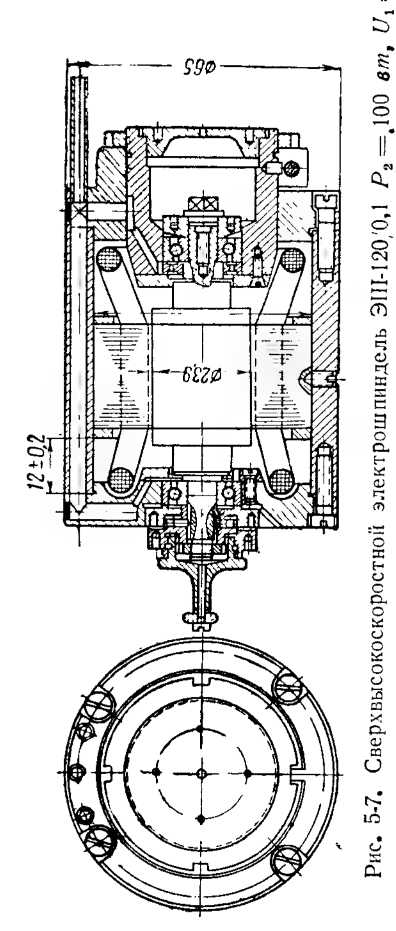



Рис. 5-7. Сверхвысокоскоростной электрошпиндель ЭШ-120/0,1 $P_2 = 100$ *вт*, $U_1 = 220$ *в*, $m_1 = 3$, $2p = 2$.

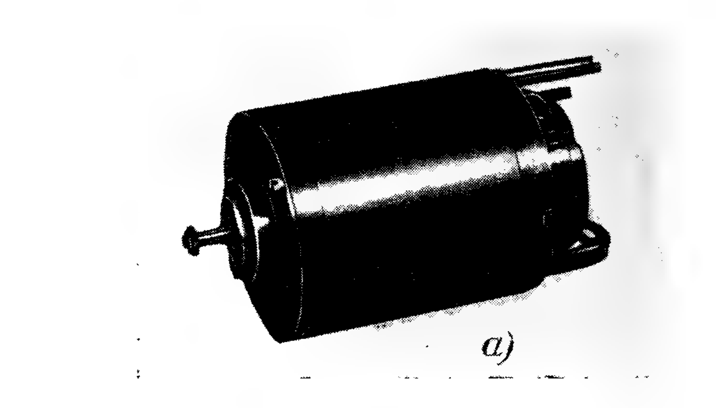
опорах; первый — с диаметром расточки пакета статора 25 *мм* (рис. 5-8), второй—31 *мм* (рис. 5-9). Преимущество второго электрошпинделя — большая жесткость вала при малом расстоянии между опорами и большем диаметре ротора.

Оба двигателя хорошо зарекомендовали себя при скорости вращения 60 тыс. *об/мин* на операции шлифования желобов наружных колец шарикоподшипников и обеспечивают 10—12-й класс чистоты шлифуемой поверхности.

Третий двигатель на ту же скорость выполнен на воздушных опорах (рис. 5-10).

В электрошпинделе на воздушных опорах необходим подвод сжатого воздуха в подшипники для создания несущей воздушной подушки. Так как сухой очищенный воздух подводится здесь к подшипникам, следует использовать ту же магистраль и для создания системы воздушного охлаждения статора и ротора. Это накладывает отпечаток на конструкцию электрической части двигателя. В пазах статора необходимо предусмотреть каналы для охлаждающего

воздуха. Воздушный зазор следует выбрать таким, чтобы охлаждение ротора было эффективным. Через верхний штуцер подводится воздух к опорам для создания несущей подушки при пуске. Через ниж-



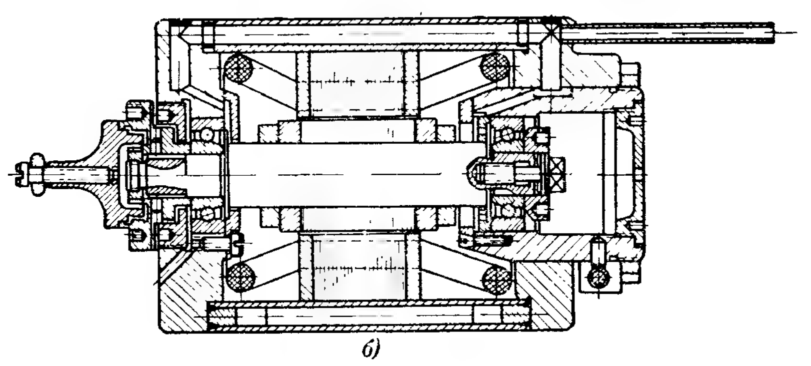


Рис. 5-8. Электрошпиндель ЭШ-(60—96) конструкции ВНИПП $n_1$=(60—96) тыс. *об/мин*, $P_2$=50 *вт*, $m$=3, $2p$=2, $U_1$=220/127 *в*; $D$=25 *мм*; на шарикоподшипниках.

*а* — общий вид; *б* — продольный разрез.

ний штуцер подается воздух для охлаждения двигателя. Воздух проходит через отверстия в крышке подшипника, омывает лобовые части обмотки статора, затем проходит через зазор между ротором и статором, а также через каналы в пазах статора и выходит справа через отверстия в крышке правого подшипника. Методика расчета воздушных опор разработана С. А. Шейн-

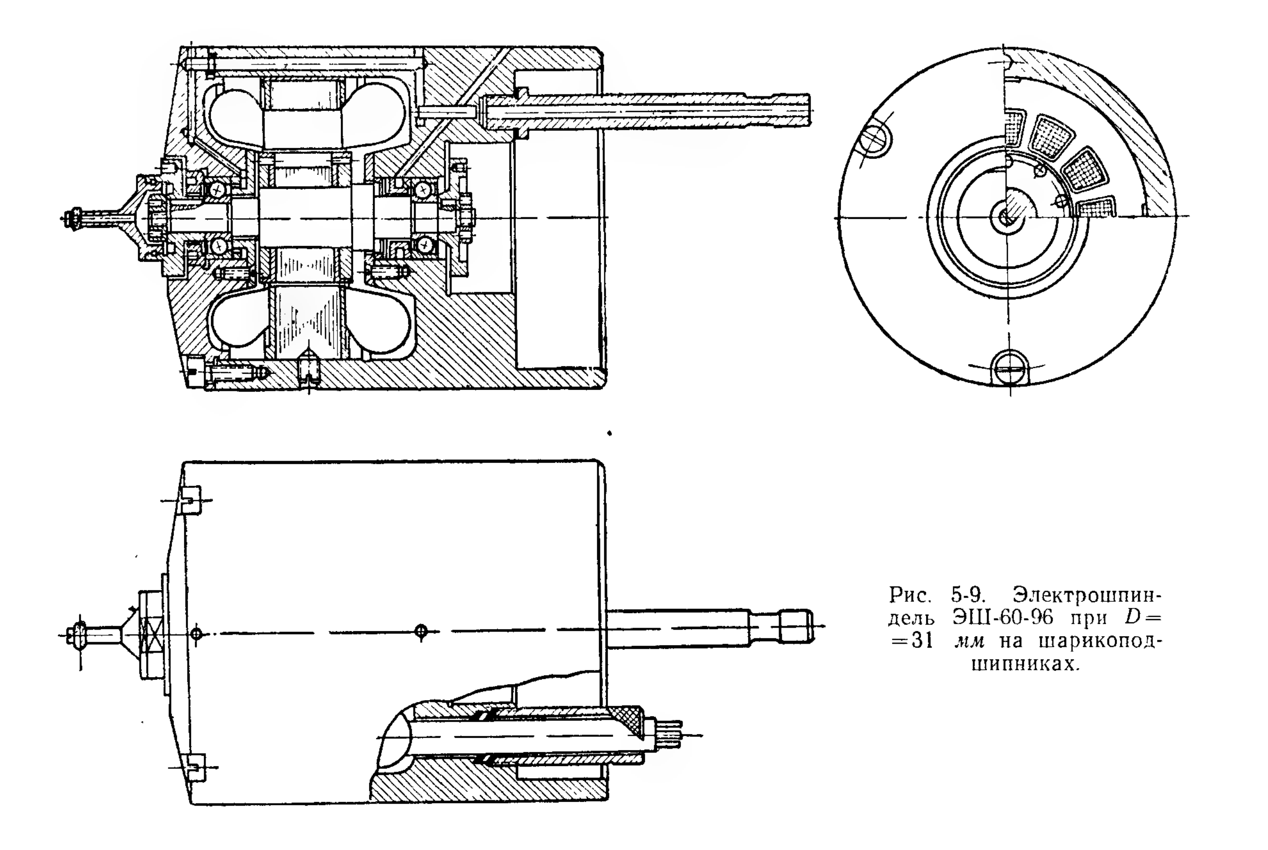


Рис. 5-9. Электрошпиндель ЭШ-60-96 при $D = 31$ *мм* на шарикоподшипниках.

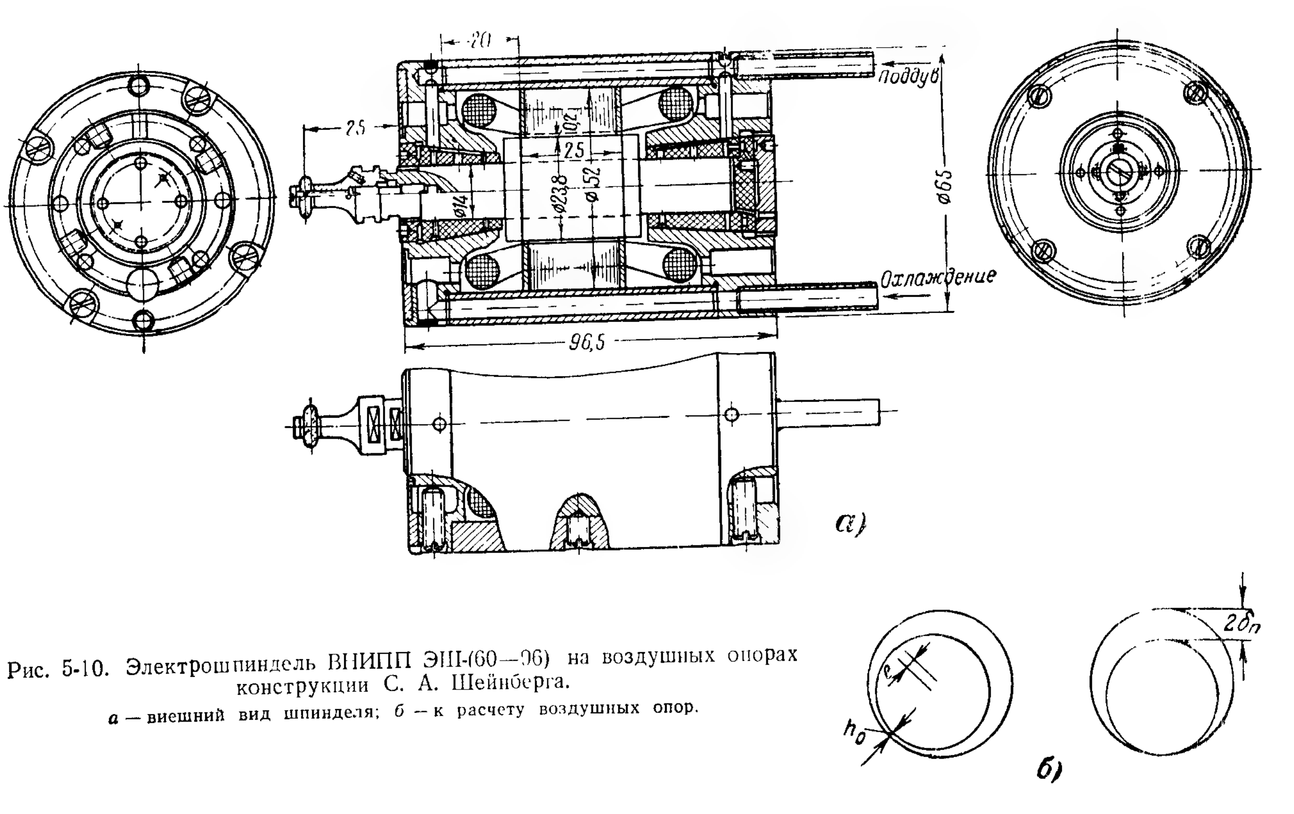



Рис. 5-10. Электрошпиндель ВНИПП ЭШ-(60—96) на воздушных опорах конструкции С. А. Шейнберга.

*а* — внешний вид шпинделя; *б* — к расчету воздушных опор.

бергом [Л. IV-4]. Конструкция подшипников и подпятника в рассматриваемом электрошпинделе, разработанная при консультации С. А. Шейнберга, описана им в ряде статей и брошюр (см. например, [Л. IV-5]). Материал подшипников — графит, пропитанный баббитом марки 15-Б83, изготовленным Московским электродным заводом. Подпятник изготовлен из графита марки 15Е (без пропитки).

По окружности подшипника имеется два ряда отверстий диаметром 0,3—0,4 *мм*. Зазор между валом ротора и подшипником 10—30 *мк*.

Для устранения «полускоростного вихря» в подшипнике конструкции С. А. Шейнберга имеется дополнительное отверстие, через которое также поступает воздух под давлением. В результате вал ротора смещается в радиальном направлении и образуется воздушная подушка с той несущей способностью, при которой уже не возникает вибраций ротора.

Корпус и крышки при сборке монтируются на одной оправке. Совпадение осей выверяют щупом, а положение ротора регулируют специальными винтами.

Подшипники помещаются во втулках, которые соединяются с фланцами крышек тонкостенными мембранами. Последние позволяют регулировать положение осей втулок и подшипников с помощью четырех отжимных винтов, упирающихся в наружную цилиндрическую поверхность консольной части втулок (см. нижнее изображение рис. 5-10 — винты справа и слева).

Перед пуском двигателя сухой очищенный воздух подается в подшипники и проходит через отверстия в зазор между валом и подшипником, в результате чего создается несущая воздушная подушка. В момент пуска такие подшипники работают как аэростатические, затем по мере увеличения скорости и возникновения «воздушного клина» они начинают работать как аэродинамические.

Ниже приводится пример расчета подшипников и критической скорости двигателя на воздушных опорах.

Во ВНИПП в 1958 г. был изготовлен электрошпиндель с внешним расположением ротора и внутренним статором (рис. 5-11). Корпус и крышки двигателя выполнены из стали 20, валик ротора из стали ШХ-15. В данной конструкции трудно осуществить динамическую балансировку ротора при номинальной скорости.

Кроме того, затруднен отвод тепла от обмотки и пакета статора. В результате испытаний электрошпинделя такой конструкции пришли к выводу о нецелесообразности ее промышленного внедрения.

С целью выявления электромеханических свойств сверхвысокоскоростного двигателя при различных роторах был спроектирован и изготовлен ВНИПП в 1959 г. электрошпиндель мощностью 500 *вт* на 96 тыс. *об/мин* при $f_1 = 1\,600$ *гц* с внутренним диаметром пакета статора

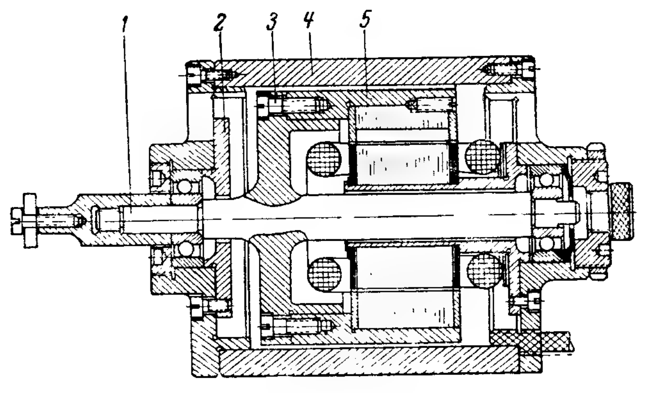



Рис. 5-11. Электрошпиндель ЭШ 60/0,5 с внутренним расположением пакета статора и внешним ротором.

*1* — валик (ШХ-15); *2* — втулка; *3* — винт; *4* — гильза; *5* — корпус ротора.

$D = 31$ *мм* (рис. 5-12). Смазка подшипников двигателя осуществляется масляным туманом. Двигатель испытывался при сдвоенных (рис. 5-12,*а*) и одинарных (рис. 5-12,*б*) шарикоподшипниках. Корпус двигателя охлаждался водой. Балансировка двигателя в собранном виде при номинальной скорости вращения производилась с помощью балансировочных шайб, помещенных за подшипниками на роторе.

Результаты испытаний этого двигателя при различных роторах были приведены выше.

Одна из конструкций электрошпинделя ЭШ-36/2,5 на 36 тыс. *об/мин*, мощностью 2,5 *квт* показана на рис. 5-13.

В течение продолжительного времени не удавалось создать электрошпиндель на 12 тыс. *об/мин* для чистового шлифования роликовых дорожек крупных подшипников. В устаревшей конструкции электрошпинделя на

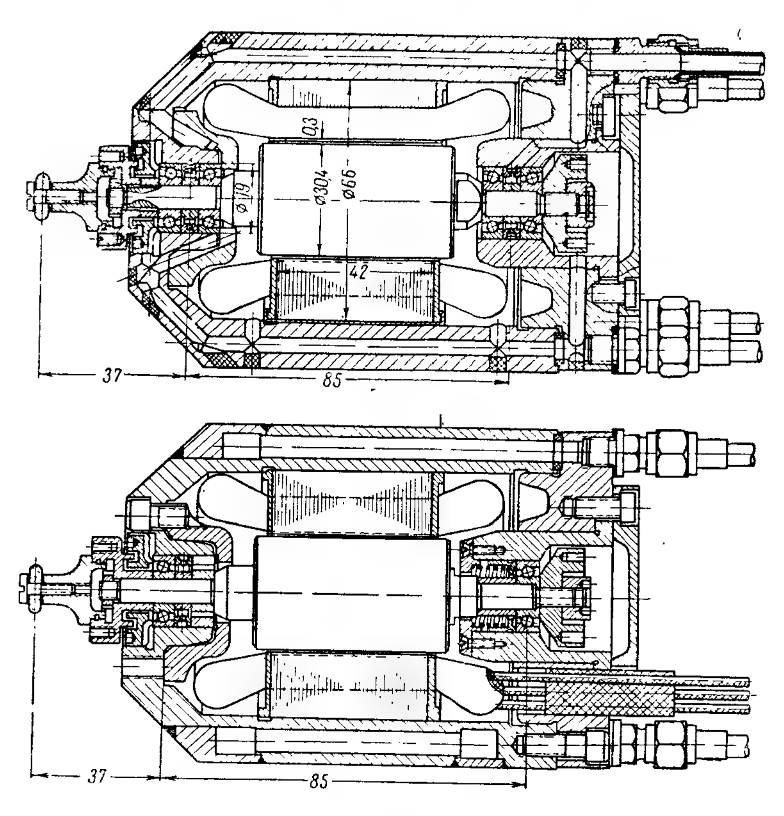



Рис. 5-12. Электрошпиндель ЭШ-96/05 для экспериментальных исследований при различных роторах.

12 тыс. *об/мин* источником вибраций и шумов являлся вентилятор, установленный с левого торца двигателя. Длинная пинольная часть и массивный литой корпус значительно увеличивали размеры и вес электрошпинделя.

Новый электрошпиндель ЭШ-12/0,5 на 12 тыс. *об/мин* мощностью 5 *квт* (рис. 5-14) спроектирован и изготовлен во ВНИПП в 1959 г. Корпус шпинделя стальной с эффективным водяным охлаждением. После закрепления крышек посадочные места выверяют специальной оправкой, после чего ротор можно устанавливать и вынимать, не снимая крышек. Электрошпиндель может ра-

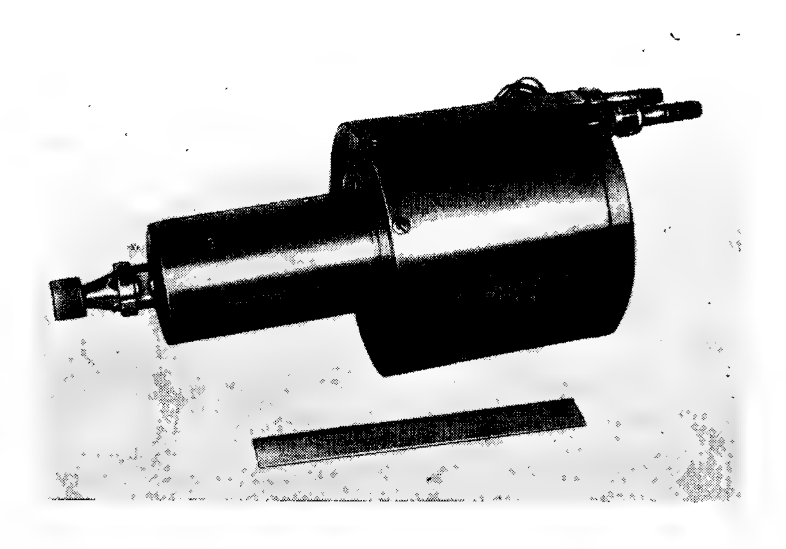


Рис. 5-13. Электрошпиндель ЭШ-36/2,0.
$n_1$ – 36 *об/мин*, $P_2$=2 *квт*, $U_1$=220 *в*, $m_1$=3, $2p$=2, $D$=72,4 *мм*.

ботать как на сдвоенных, так и на одинарных радиально-упорных шарикоподшипниках. Осевой натяг подшипников осуществляется плоской пружиной. Данные по электрической части рассматриваемого двигателя и электромеханические характеристики двигателя были приведены в § 3-8.

Двигатель при подключении к сети с номинальным напряжением и частотой достигает значения скорости холостого хода за 2,5 *сек*. При работе на станке он обеспечивает 8—9-й класс чистоты шлифуемой поверхности. При работе данный электрошпиндель бесшумен. Конструкция корпуса, подшипниковых узлов и оправок со шлифуемым кругом, а также общая компоновка рассмотренных электрошпинделей разработаны в отделе электрошпинделей ВНИПП под руководством Н. А. Спицына, М. П. Белянчикова и А. С. Саверского.

Все рассмотренные электрошпиндели прошли промышленные испытания. Они обеспечивают нужный класс чистоты шлифования и внедрены на подшипниковых заводах нашей страны. Веса сверхвысокоскоростных электрошпинделей конструкции ВНИПП приведены в табл. 5-4.

Таблица 5-4

**Веса электрошпинделей, *кг***

| | | | |
|---|---|---|---|
| ЭШ-18 2,2 | 25 | ЭШ-48 0,8 | 6,5 |
| ЭШ-18 3,5 | 57 | ЭШ-60 0,05 (к) | 2,8 |
| ЭШ-12,5 | 50 | ЭШ-72 0,6 | 5 |
| ЭШ-12'7 | 65 | ЭШ-60 0,05 (м) | 1,6 |
| ЭШ-24 2,0 | 20 | ЭШ-(120—144)/0,175 | 4 |
| ЭШ-36/2,5 | 28 | | |

### б) Электрошпиндели Московского завода электронасосов

Завод разработал конструкцию электрошпинделей с консольным расположением электродвигателя (рис. 5-15). Завод строит электрошпиндели на 18, 24, 36, 48 тыс. *об/мин.*

Вал ротора электрошпинделя смонтирован на опорах качения. Завод гарантирует биение вала не более 2—3 *мк.*

Технические характеристики электрошпинделей завода электронасосов приведены в табл. 1-4.

Пазы ротора и статора — полузакрытые. Короткозамкнутая обмотка в шихтованном роторе выполнена из алюминиевого сплава, изготовляется в машине для литья под давлением. Сталь роторного пакета марки Э31, толщина листа 0,35 *мм.*

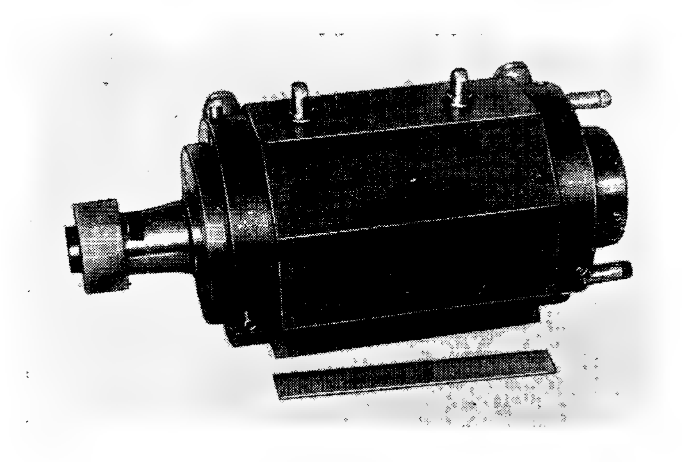


Рис. 5-14а. Общий вид электрошпинделя ЭШ-12/5,0 новой конструкции с водяным охлаждением в корпусе.

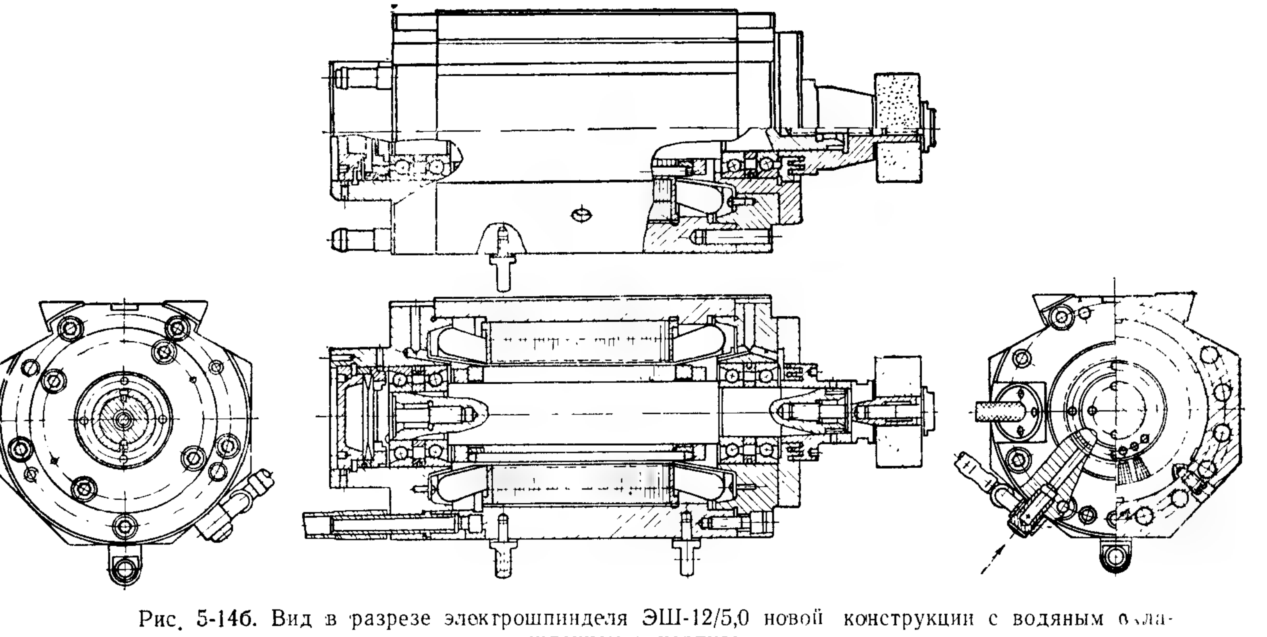


Рис. 5-14б. Вид в разрезе электрошпинделя ЭШ-12/5,0 новой конструкции с водяным охлаждением в корпусе.

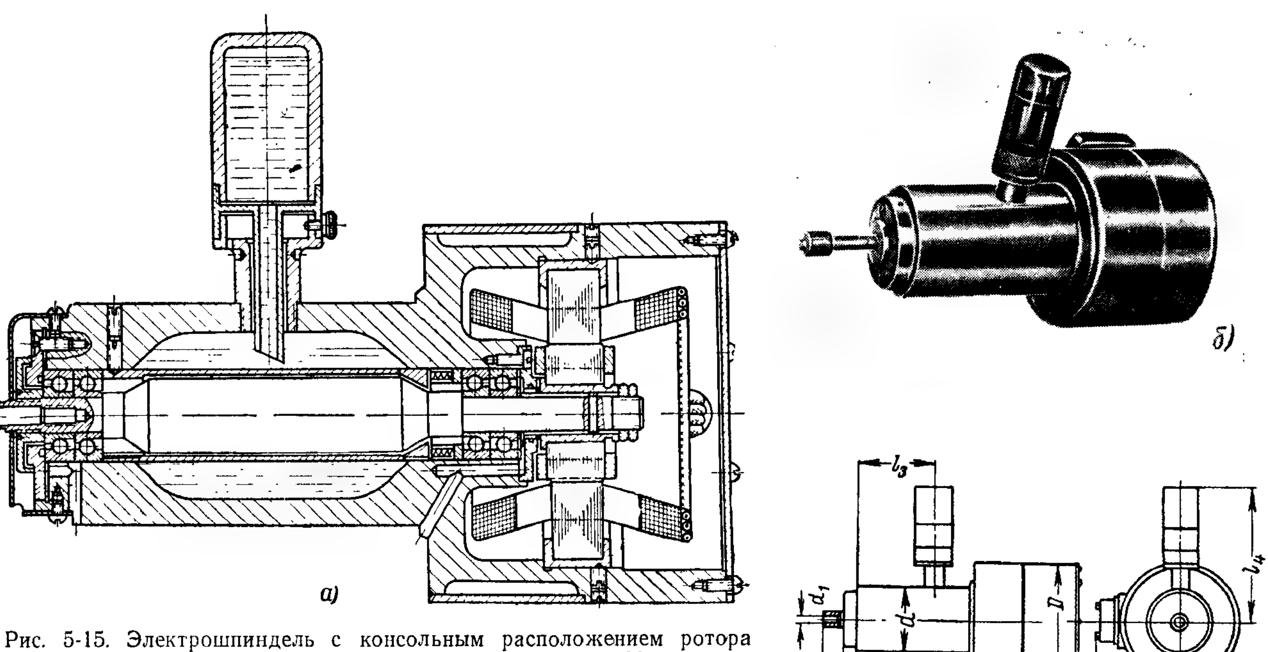



Рис. 5-15. Электрошпиндель с консольным расположением ротора на скорость вращения до 48 тыс. *об/мин*, выпускаемый Московским заводом электронасосов.

*а* — разрез типовой конструкции электрошпинделя; справа видна электрическая часть, слева — пинольная часть с масляным резервуаром; *б* — общий вид электрошпинделя на 48 тыс. *об/мин*; *в* — обозначения для габаритных размеров.

Как видно на рис. 5-15,*а*, в корпусе справа сделаны каналы для охлаждения водой. Слева расположена выступающая (шпиндельная) часть с масляным резервуаром над ней для смазки шарикоподшипников. Оправка с абразивным кругом показана на рис. 5-15,*б*.

Габаритные размеры электрошпинделя в миллиметрах по рис. 5-15,*в* приведены в табл. 5-5.

Таблица 5-5

| Тип электро-шпинделя | $D$ | $d$ | $d_1$ | $L$ | $l$ | $l_1$ | $l_2$ | $l_3$ | $l_4$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Э-18/2 | 180 | 100 | 13+0,009 | 406 | 181 | 31 | 135 | 122 | 213 |
| Э-24/2 | 180 | 100 | 13+0,009 | 406 | 181 | 31 | 135 | 122 | 213 |
| Э-24/1 | 135 | 80 | 9+0,005 | 298 | 158 | 8 | 112 | 106 | 137 |
| Э-36/1 | 135 | 80 | 9+0,005 | 298 | 158 | 8 | 112 | 106 | 137 |
| Э-36/0,6 | 135 | 80 | 7+0,005 | 265 | 126 | 6 | 112 | 80 | 137 |
| Э-48/0,8 | 135 | 80 | 7+0,005 | 265 | 126 | 6 | 112 | 80 | 137 |

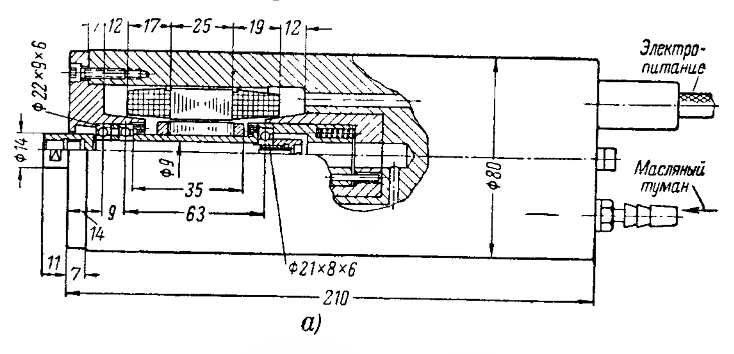
### в) Электрошпиндели заграничных фирм

Внутришлифовальные станки многих европейских фирм снабжены сверхвысокоскоростными асинхронными электрошпинделями итальянской фирмы Гамфиор, типичная конструкция которых показана на рис. 5-16. Основные данные этих электрошпинделей приведены в табл. 1-5 и 1-6. Электрошпиндели Гамфиор изготовляются на шариковых опорах на скорость вращения до 120—150 тыс. *об/мин*. Электрошпиндель на 60 тыс. *об/мин*, показанный на рис. 5-16,*а*, имеет следующие основные размеры: диаметр пакета $D=25$ *мм*; длина пакета $l_\delta=25$ *мм*; длина ротора вместе с торцовыми кольцами $l_р=35$ *мм*; расстояние между опорами 63 *мм*; диаметр шейки вала (цапфы) под подшипник $d_ц=9$ *мм*. Аксиальное усилие в подшипниках осуществляется спиральной пружиной. Пакет статора размещён в сравнительно массивном корпусе, имеющем водяное охлаждение. Внешний диаметр корпуса 80 *мм*, его длина 210 *мм*.

Пакеты ротора и статора набираются из тонколистовой электротехнической стали. Пазы на статоре полузакрытые; пазы на роторе закрытые. В пазах ротора располагаются медные или латунные стержни, которые по

торцам пакета загибаются к валу ротора и соединяются посредством пайки серебряным припоем. Пакет ротора расположен на втулке, вместе с которой он надевается на вал.

В пазах пакета статора расположена двухфазная обмотка, лобовые части которой и шлицы паза залиты специальным составом. Этим достигается увеличение прочности изоляции обмотки статора и снижение механических потерь на трение.



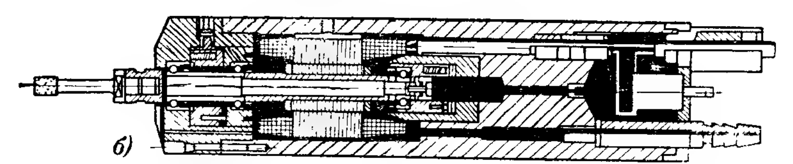




Рис. 5-16. Сверхвысокоскоростной электрошпиндель фирмы Гамфиор на 60 тыс. *об/мин*;

*а* — первый конструктивный вариант; *б* — второй конструктивный вариант.

В качестве опор используются сверхпрецизионные шарикоподшипники, смазка которых осуществляется масляным туманом. С нерабочей стороны имеется перемещающийся цилиндр с подшипником, в который упирается спиральная пружина, создающая осевое усилие для подшипников. В конструкции подшипниковых узлов фирмы Гамфиор имеется существенный недостаток, заключающийся в том, что действие пружины сказывается при перемещении одного цилиндра относительно другого. При этом имеет место трение поверхностей цилиндров и действие пружины оказывается неэффективным. Кроме того, имеются зазоры между двумя по-

верхностями цилиндров, вследствие чего могут возникать вибрации ротора при работе двигателя.

Отмеченный недостаток в конструкции подшипниковых узлов устранен в новой конструкции вертикального электрошпинделя на (120—150) тыс. *об/мин* (рис. 5-17) следующим образом. Цилиндр с подшипником перемещается на специальных шариках, помещенных между двумя указанными цилиндрами. При такой

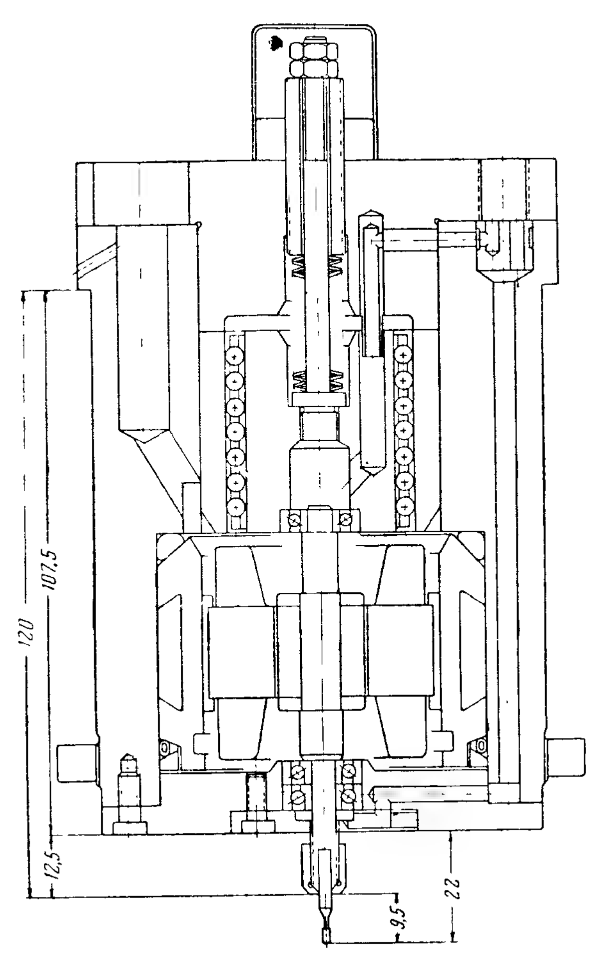



Рис. 5-17. Конструктивная схема вертикального электрошпинделя на (120—150) тыс. *об/мин.*

конструкции действие пружины становится значительно более активным. Кроме того, устраняется люфт между двумя цилиндрами. Электрошпиндель имеет жесткую, сравнительно простую конструкцию и предварительно нагруженные подшипники, что делает их наиболее подходящими для шлифования миниатюрных изделий.

Американская фирма Брайянт (США) строит электрошпиндели, каталожные данные которых приведены в табл. 1-7. Конструкция электрошпинделя показана на рис. 5-18 [Л. I-13б]. Электрошпиндели, как это видно на рис. 5-18,*а*, имеют короткозамкнутую обмотку в полузакрытых пазах ротора. Для осуществления предварительного натяжения шарикоподшипников сделан цилиндр, перемещающийся на специальных шариках в аксиальном направлении.

Английские фирмы строят сверхвысокоскоростные асинхронные двигатели весьма различных назначений, в частности электрошпиндели для внутришлифовальных станков на скорость 60 тыс. *об/мин* [Л. I-13г]. Статор такого электрошпинделя снабжен охлаждающей рубашкой, в которой циркулирует вода. Благодаря водяному охлаждению размеры двигателя сведены до минимума. Электрошпиндель выполнен на шариковых опорах, которые смазываются масляным туманом. Питание электрошпинделя осуществляется от индукторного генератора.

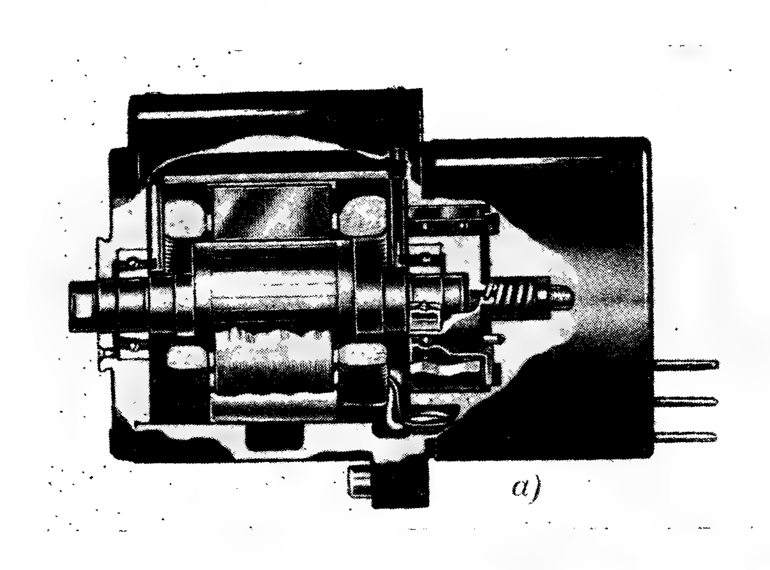
В ГДР изготовлен сверхвысокоскоростной трехфазный электродвигатель на (60—30) тыс. *об/мин* мощностью (500—350) *вт* с воздушным охлаждением и подводом масляного тумана к шарикоподшипнику через полый вал ротора (рис. 5-19). Масляный туман подводится через штуцер, расположенный в центре крышки с правой стороны. Туман смазывает правый подшипник и частично направляется в полый вал ротора; через отверстия в вале слева он под действием избыточного давления и центробежных сил выбрасывается к подшипнику с рабочей стороны и смазывает его. Затем, пройдя подшипник, туман попадает в малые отверстия в крышке, масло осаждается и стекает в резервуар.

Данные этого электродвигателя:

$$D = 31\ \text{мм},\quad l_\iota = 50\ \text{мм},\quad z_1 = 18,\quad I_{1л} = 2{,}35\ a,$$

$$U_1 = 220\ в,\quad A = 125\ a/см;\quad B_\delta = 2\,150\ гс,\quad \eta = 0{,}70.$$

Лист пакета ротора показан на рис. 1-9,*г*.



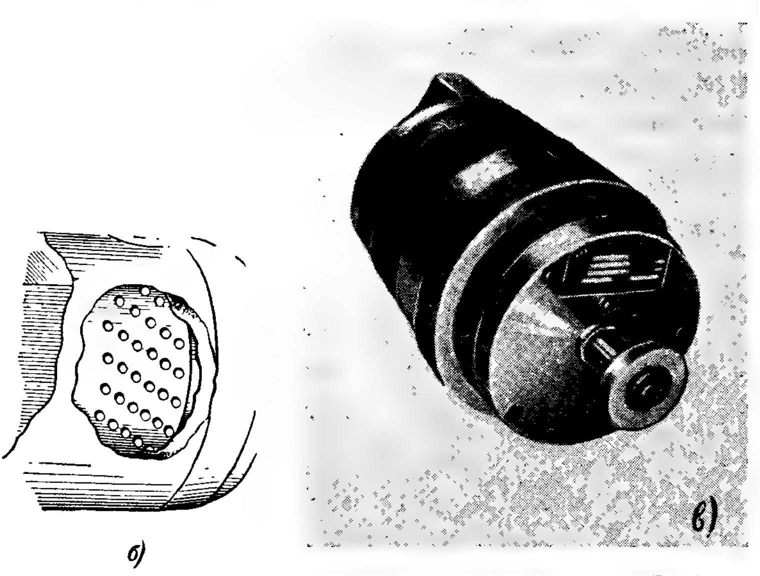




Рис. 5-18. Сверхвысокоскоростной электрошпиндель фирмы Брайянт.
*а* — вид в разрезе; *б* – промежуточный цилиндр с шариками; *в* — общий вид электрошпинделя.

Рис. 5-19. Сверхвысокоскоростной электрошпиндель ГДР на 60 тыс. *об/мин* мощностью 500 *вт*.

### г) Двигатели для аэродинамических установок

Сверхвысокоскоростные двигатели строят мощностью от нескольких ватт до сотен киловатт. С ростом мощности двигателя его скорость уменьшается. Так, например, для испытания высокоскоростных нагнетателей потребовался двигатель мощностью в 300 *квт* при скорости 30 тыс. *об/мин* с продолжительностью работы 15—30 *мин*. Такой асинхронный двигатель был построен фирмой AEG [Л. I-14].

Данные двигателя: обмотка на статоре трехфазная, однослойная, соединена в звезду; $U_1 = 1\,250$ *в*; $f_1 = 500$ *гц*; $\cos\varphi_1 = 0{,}78$; $\eta = 0{,}92$. Изоляция обмотки статора класса В. Внутренний диаметр статора $D = 12{,}7$ *см*; активная длина $l_\delta = 37$ *см*. Воздушный зазор $\delta = 2$ *мм*; число пазов на статоре $z_1 = 24$, на роторе $z_2 = 18$. На статоре и роторе пазы выполнены закрытыми. Пакет статора сжат силуминовыми нажимными шайбами для уменьшения потерь от полей рассеяния. Подшипниковые щиты изготовлены из силумина. В ста-

ли ротора просверлены отверстия для медных стержней диаметром 8 *мм*. До сверления и закладки обмотки ротор имеет диаметр $D_2=13$ *см*. После закладки обмотки диаметр ротора обрабатывается до $D_2=12,3$ *см*. Критическая скорость двигателя выше синхронной скорости и равна примерно 33 500 *об/мин*. Ротор выполнен на шариковых опорах. Подшипники смазываются жидким маслом; масло в подшипники попадает в пылевидном состоянии, оно распыляется при помощи специального кольца. На это кольцо падает 2—3 капли масла в секунду. Охлаждение двигателя искусственное воздушное (дутье).

В Советском Союзе строят двигатели на скорость около 30 тыс. *об/мин* с размерами, близкими к приведенным выше.

Двигатель на скорость вращения до 30 тыс. *об/мин* для испытания крупных подшипников был построен для испытательной лаборатории ВНИПП. Внутренний диаметр двигателя 8 *см*, активная длина 37,5 *см*. Число пазов статора $z_1=12$. Обмотка статора трехфазная. Ротор в двух исполнениях: с к. з. обмоткой в массиве и массивный стальной без обмотки. Жесткость последнего больше, чем первого, и он легко проходит через критическую скорость, которая в данном двигателе ниже 30 тыс. *об/мин*.

Ротор двигателя охлаждается водой, которая проходит по имеющемуся в нем отверстию. Отвод тепла от статора осуществляется водой, протекающей в специальной «рубашке». Смазка и охлаждение подшипников двигателя производится циркулирующим маслом. Кроме того, имеется водяное охлаждение подшипников. Стенд с испытуемыми подшипниками смонтирован отдельно от двигателя рассмотренной конструкции.

Завод «Электросила» строит высокоскоростные электродвигатели АТМ 360 со скоростью вращения $n_1=$ $=12$ тыс. *об/мин*, мощностью 3 600 *квт*, частота тока $f_1=200$ *гц*, напряжение трехфазной обмотки статора $U_1=1\,850$ *в*, ток $I_1=1\,740$ *а*, $\cos\varphi_1=0{,}674$. Основные размеры такого двигателя: $D=350$ *мм*, $l_\delta=900$ *мм*, $\delta=$ $=12$ *мм*.

Отечественная промышленность выпускает асинхронный трехфазный двигатель на 24 тыс. *об/мин* мощностью 600 *квт*. Внутренний диаметр двигателя $D=$

$=148$ *мм*, активная длина $l_\delta=420$ *мм*, воздушный зазор $\delta=1{,}5$ *мм*. Диаметр вала (цапфы) под роликоподшипник $d_ц=80$ *мм*. Напряжение обмотки статора $U_1=$ $=1\,000-600$ *в*, частота тока $f_1=400$ *гц*. При водяном охлаждении двигателя плотность тока в обмотке статора $\Delta_{i1}=12$ *а/мм*$^2$, в медных стержнях обмотки ротора $\Delta_{i2}=15$ *а/мм*$^2$. В массивном стальном роторе число пазов $z_2=48$, на статоре $z_1=36$.

### д) Пример расчета подшипников и критической скорости двигателя на воздушных опорах

Ниже приводится пример расчета воздушных спор электрошпинделя ЭШ-60/0,05 по методике, изложенной в [Л. IV-4].

1. Исходные данные:

диаметр $D=2{,}5$ *см*;
длина подшипника $2b_п=20$ *мм*;
диаметр шейки вала $d_в=14$ *мм*;
наибольший радиус шлифовального круга $R_{кр}=10$ *мм*;
$l_п=5{,}5$ *см*;
$C_к=3{,}75$ *см*;

$$a_п=\frac{l_п}{2};$$

вес ротора $G_р=0{,}1$ *кГ*;
номинальный момент $M_н=0{,}9\cdot10^{-3}$ *кГ·м*;
наибольший момент $M_м=2{,}5\,M_н$.

2. Радиальное усилие при шлифовании

$$P_м=k_2\frac{M_м}{R_{кр}}\,2{,}5\frac{2{,}5\cdot0{,}9\cdot10^{-3}}{5.10^{-3}}=1{,}13\ кГ,$$

где $k_2=2{,}5$.

3. Сила одностороннего притяжения

$$T_0=k_3D\frac{l_п}{\delta}l_0=1{,}5\cdot2{,}5\cdot2{,}5\cdot0{,}1=0{,}935\ кГ,$$

где $l_0=0{,}1\delta$;
$k_3=1{,}5$.

4. Реакция подшипника со стороны шлифовального круга

$$B_р=(G_р+T_0)\frac{a_п}{l_п}+P_м\frac{l_п+C_к}{l_п}=$$

$$=(0{,}1+0{,}935)\frac{2{,}75}{5{,}5}+1{,}13\frac{3{,}5+3{,}75}{5{,}5}=0{,}5+1{,}9=2{,}4\ кГ.$$

5. Характеристика подшипника

$$n=60\,000\ об/мин;$$

$$D=2{,}5\ см;$$

$$d=2r_п=1{,}4\ см;$$

$$2b_п=2\ см;$$

зазор $\delta_п = 10$ *мк* (см. рис. 5-8, *б*);
удельное давление $П = 2$ *кГ/см*$^2$;
вязкость воздуха $\eta_в = 1{,}9 \cdot 10^{-10}$ *кГ·сек/см*$^2$.

6. Параметр $X_\delta$ находится по формуле

$$X_\delta = 0{,}1048 \frac{\eta_в n r_н^2}{\delta_п^2 П} = \frac{0{,}1048 \cdot 1{,}9 \cdot 10^{-10} \cdot 60\,000 \cdot (0{,}7)^2}{(10 \cdot 10^{-4})^2 \cdot 2} = 0{,}29.$$

7. Несущая способность

$$P = 2 r_н b_п П k_н k_з = 2 \cdot 0{,}7 \cdot 1{,}2 \cdot k_н k_з = 2{,}8 k_н k_з,$$

где $k_н = f(X_\delta)$ — характеристика нагрузки;

$k_з = f\left(\frac{b_п}{r_п C_\delta}\right)$ — коэффициент заполнения отражает влияние осевой утечки воздуха;

$C_\delta = f(X_\delta)$.

Коэффициенты $k_н$, $k_з$, $C_\delta$ определяются по графическим зависимостям, приведенным в [Л. IV-4]. Результаты расчетов сведены в табл. 5-6. В таблице буквой $\Theta$ обозначено отношение воздушного зазора подшипника к эксцентриситету $e$ $\Theta = \frac{\delta_п}{e}$.

Таблица 5-6

**Результаты расчетов подшипника**

| $\Theta$ | $C_\delta$ | $\frac{b_п}{r_п C_\delta}$ | $k_з$ | $k_н$ | $P$, *кГ* | $e_0 = \frac{\delta_п}{\Theta}$ | $h_0 = \delta_п - e$ | $k_н k_з$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 3 | 0,55 | 2,60 | 0,63 | 1,07 | 1,77 | 3,34 | 6,66 | 0,63 |
| 2 | 0,56 | 2,55 | 0,61 | 1,75 | 3,00 | 5,00 | 5,00 | 1,07 |
| 3,6 | 0,58 | 2,46 | 0,58 | 2,50 | 4,10 | 6,25 | 3,75 | 1,47 |
| 1,4 | 0,60 | 2,38 | 0,56 | 3,25 | 5,10 | 7,15 | 2,85 | 1,82 |

Наибольшая реакция $B_р = 2{,}4$ *кГ*. При указанных условиях работы $h_0 = 3{,}75$ *мк*. При давлении $П = 2$ *кГ/см*$^2$ несущая способность $P = 4{,}1$ *кГ*.

При расчете критической скорости ротора электрошпинделя на воздушных опорах ротор рассматривается как незакрепленная свободная балка.

Собственная частота поперечных колебаний ротора

$$f_р = \alpha_р \sqrt{\frac{EJg}{(G_р + T_0) l_п^3}},$$

где $\alpha_р = 2{,}5 - 3{,}5$. Принимаем для шихтованного ротора $\alpha_р = 2{,}5$. Момент инерции $I = 0{,}05 d_в^4 = 0{,}05 (1{,}4)^4 = 0{,}05 \cdot 3{,}9 = 1{,}95$ *см*$^4$.

Модуль упругости стали

$$E = 2{,}2 \cdot 10^6 \text{ кГ/см}^2; \; l_п = 5{,}5 \text{ см}; \; g = 981 \text{ см/сек}^2.$$

При этих данных

$$f_р = 2{,}5\sqrt{\frac{2{,}2\cdot10^6\cdot1{,}95\cdot981}{(0{,}1+0{,}935)(5{,}5)^3}} = 13\,000\ гц.$$

Критическая скорость

$$n_к = \frac{60}{p} f_р = 60\cdot13\,000 = 780\,000\ об/мин.$$

*ГЛАВА ШЕСТАЯ*

# ПЛАВНОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

## 6-1. ВОЗМОЖНЫЕ МЕТОДЫ ПЛАВНОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ

Питание сверхвысокоскоростных асинхронных двигателей осуществляется в основном от вращающихся электрических генераторов высокой частоты или от статических электронно-ламповых генераторов. В последнее время внедряются статические генераторы на полупроводниковых триодах.

Скорость вращения ротора двигателя

$$n_2 = n_1(1-s) = \frac{60f_1}{p}(1-s) \qquad (6\text{-}1)$$

во многих установках желательно регулировать. Например, в электрошпинделях по мере износа шлифовального круга следует поддерживать линейную скорость на периферии круга неизменной. В аэродинамических установках и других промышленных устройствах скорость двигателя регулируется в широком диапазоне.

Из уравнения (6-1) следует, что плавное регулирование скорости вращения ротора двигателя можно осуществлять, регулируя частоту $f_1$ или изменяя скольжение $s$ ротора при неизменной частоте $f_1$.

Регулирование скорости вращения ротора сверхвысокоскоростного двигателя изменением частоты $f_1$ осуществляется путем изменения скорости вращения при-

водного двигателя, установленного на одной оси с генератором, питающим сверхвысокоскоростной двигатель, т. е. путем изменения скорости вращения преобразовательного агрегата. В статических преобразовательных устройствах изменение частоты осуществляется воздействием на настраивающие контуры. В обоих типах преобразователей частота тока $f_1$ может регулироваться от руки или автоматически.

В настоящее время при индивидуальном питании сверхвысокоскоростных электрошпинделей широко применяется регулирование скорости ротора путем изменения частоты $f_1$ — частотное регулирование скорости.

Регулирование скорости вращения двигателя путем изменения скольжения ротора относительно неизменной скорости н. с. первичной обмотки осуществляется в основном двумя способами:

1) путем введения сопротивления в обмотку ротора двигателя;

2) путем воздействия на обмотку статора двигателя.

Первый способ, связанный с выполнением ротора с контактными кольцами, неприменим к электрошпинделям вследствие трудности изготовления фазного ротора на весьма большие скорости. Второй метод регулирования скорости осуществляется искажением формы магнитного поля за счет асимметрии токов первичной обмотки, или путем дополнительного питания постоянным током первичной обмотки (так называемой подпитки), или регулированием симметричного напряжения на трехфазной первичной обмотке.

Рассмотрим метод «подпитки» первичной обмотки постоянным током для однофазного конденсаторного двигателя и трехфазного асинхронного двигателя.

В однофазном конденсаторном двигателе постоянный ток проходит по вспомогательной обмотке и не проникает во внешнюю сеть благодаря наличию конденсатора в этой обмотке (рис. 6-1,*а*). Недостатками такого двигателя являются худшее использование, большие вес и габариты по сравнению с трехфазным и возможность вибраций вследствие радиальных сил, обусловленных постоянным током.

В трехфазном двигателе можно осуществить подпитку постоянным током разными путями, например по схеме разомкнутого треугольника, когда по одной из

отключенных от сети переменного тока фаз проходит постоянный ток (рис. 6-1,*б*). При этом полезная мощность двигателя значительно уменьшается за счет отключения одной из фаз обмотки статора. При включении всех трех фаз в сеть переменного тока подпитка их постоянным током недопустима, вследствие того что постоянный ток проходит по внешней цепи.

В последнее время выполнены работы, в которых рассматривается регулирование скорости трехфазных асинхронных двигателей с помощью специальной обмот-

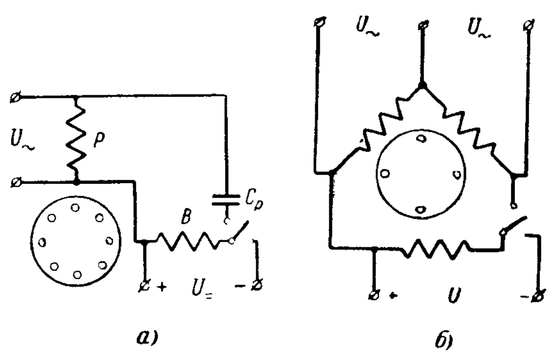



Рис. 6-1. Регулирование скорости двигателя путем введения постоянного тока в первичную обмотку.

*а* — однофазный двигатель; *б* — трехфазный двигатель.

ки постоянного тока, помещенной в пазах статора. Применить такую конструкцию к электрошпинделю невозможно, так как в этом случае значительно возросли бы его габариты и сильно усложнилась бы технология.

При регулировании симметричного напряжения на трехфазной первичной обмотке двигателя в случае повышенного активного сопротивления к. з. обмотки ротора можно изменять скорость вращения ротора (рис. 6-2) при интенсивном отводе тепла от ротора. Такой двигатель должен иметь достаточную перегрузочную способность, чтобы при уменьшении напряжения сохранялась устойчивая работа при внезапных перегрузках.

Ротор регулируемого электрошпинделя следует выполнять с к. з. обмоткой повышенного сопротивления.

Таким способом можно осуществить плавное регулирование скорости вращения ротора электрошпинделя $n_2$ на 15—20% от скорости вращения поля $n_1$.

Для получения большей жесткости скоростной (механической) характеристики $n_2=f(I)$ или $n_2=f(M)$ (рис. 6-2) можно ввести обратную связь по скорости.

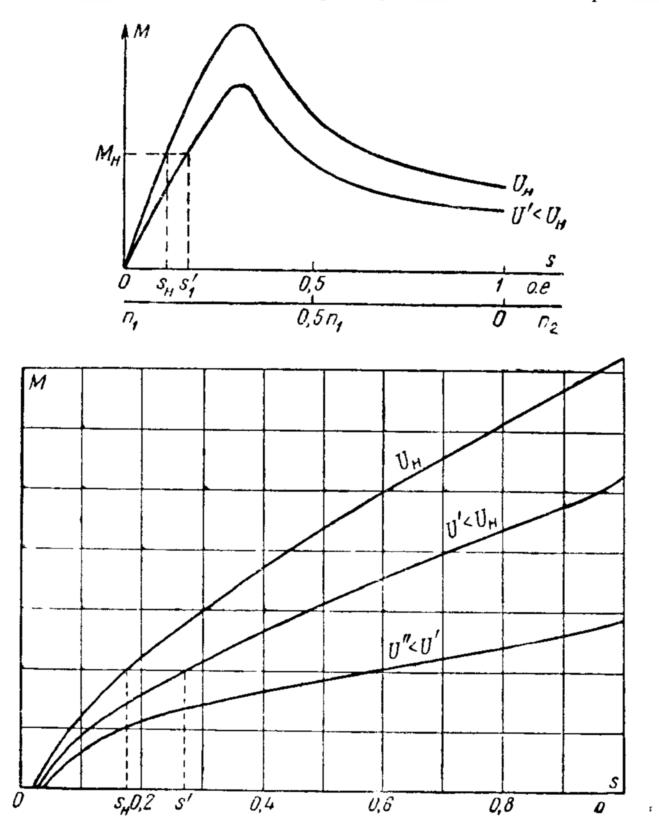



Рис. 6-2. Зависимость $M=f(s)$ при регулировании скорости вращения двигателя изменением напряжения на первичной обмотке при постоянной частоте.

*а* — двигатель с повышенным активным сопротивлением к. з. обмотки шихтованного ротора; *б* — двигатель с массивным стальным ротором.

Изменение напряжения на первичной обмотке двигателя может производиться путем изменения напряжения генератора при индивидуальном питании или с помощью управляющих дросселей — магнитных усилителей, включаемых между первичной обмоткой двигателя и сетью.

Преимущества использования дросселей насыщения заключаются в том, что их вес и габариты уменьшаются с увеличением частоты, вес трехфазного дросселя меньше веса электрошпинделя.

Расчет и изготовление управляющих дросселей не представляют большого труда.

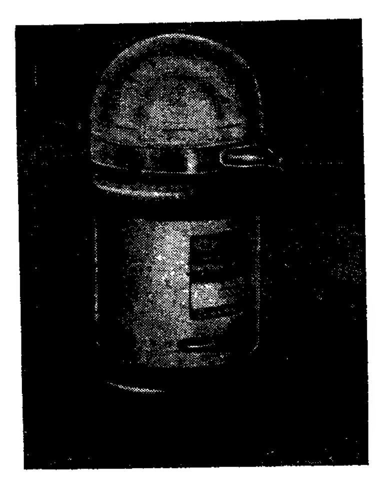
Прежде чем перейти к рассмотрению и расчету конкретных схем регулирования скорости вращения двигателей рассмотрим источники их питания.

## 6-2. ИСТОЧНИКИ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### а) Вращающиеся электромашинные преобразователи частоты тока

Сверхвысокоскоростные электродвигатели в большинстве случаев питаются от вращающихся электромашинных преобразователей. Преобразовательный агрегат состоит из высокочастотного генератора и приводного двигателя. Последний, как правило, питается от сети переменного тока с частотой 50 *гц*. В таком агрегате происходит преобразование электрической энергии частоты 50 *гц* в электрическую энергию высокой частоты.

В качестве электромашинных генераторов высокой частоты применяют вращающиеся синхронные генера-



*а)*

Рис. 6-3. Вращающийся вертикальный электромашинный преобразователь тока 50 *гц* в ток высокой частоты. В одном корпусе на одном валу двигатель и генератор

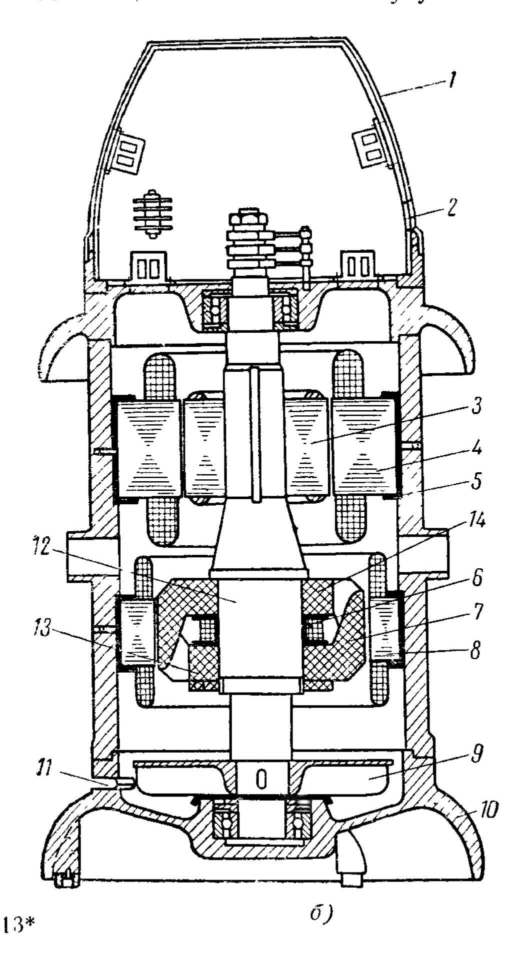
*а* — общий вид; *б* — вид в разрезе

торы различных конструкций: индукторные, с постоянными магнитами, с клювообразными полюсами и дисковой обмоткой возбуждения и др.

Приводные двигатели также применяются различные: асинхронные, коллекторные переменного тока, постоянного тока, двигатели внутреннего сгорания.

Рассмотрим некоторые из этих агрегатов-преобразователей.

Преобразовательный агрегат итальянской фирмы Гамфиор для питания электрошпинделей имеет вертикальное исполнение (рис. 6-3). Основание агрегата *10* массивное, выполненное из чугунного литья, вследствие



*б)*

чего крепления агрегата к полу не требуется. Преобразовательный агрегат состоит из двухфазного синхронного генератора с клювообразными полюсами на роторе. В качестве приводного двигателя используется трехфазный двухполюсный асинхронный двигатель с к. з. обмоткой *3* на роторе.

Конструкция преобразовательного агрегата защищенная. Система вентиляции аксиальная; вентилятор *9* размещен на валу в нижней части агрегата. Воздух поступает в отверстия *2* верхней крышки, проходит через вентиляционные отверстия пакетов ротора и статора, затем обдувает статор и ротор генератора и выбрасывается через отверстия *11* в нижней части корпуса агрегата.

Следует отметить, что преобразовательный агрегат при скорости вращения около 3 тыс. *об/мин* и наличии вентилятора малошумен в процессе работы.

Между клювообразными полюсами *7* расположена дисковая обмотка возбуждения *6*. Магнитный поток, созданный намагничивающей силой (н. с.) возбуждения, замыкается по следующему пути: по диску *13*, на котором расположены северные полюсы, через полюсы, воздушный зазор между полюсами и пакетом статора, по зубцам и стенке пакета статора, снова через воздушный зазор, затем по клювообразным полюсам противоположной полярности, диску *14*, на котором расположены полюсы, вдоль оси вала *12*. В данном генераторе весь магнитный поток проходит вдоль оси вала в части, где насажен ротор генератора. Поэтому диаметр вала в этом месте выбирается довольно большим с тем, чтобы магнитная индукция в нем была в допустимых пределах.

С целью исключить возможность прохождения магнитного потока через двигатель следует увеличить сопротивление для магнитного потока на пути через двигатель; для этого пакет статора двигателя помещают в немагнитный цилиндр *5*. Крышки должны быть из алюминия; можно также применить немагнитные прокладки между крышками и корпусом.

Схема такого преобразователя частоты показана на рис. 6-4. Рассмотрим принцип ее работы. Обмотка возбуждения *1* питается постоянным током через селеновые вентили *2* и трансформатор *3*, который соединен

с сетью переменного тока напряжением 380 *в*, частоты 50 *гц*. К этой же сети присоединен и приводной трехфазный асинхронный двигатель *4*. С целью стабилизации напряжения генератора по величине предусмотрена обратная связь по току. Для этого в цепь обмотки якоря *5* генератора включены последовательные трансформаторы *6*, вторичные обмотки которых соединены с выпрямителями *2*. Число витков первичной (последова-

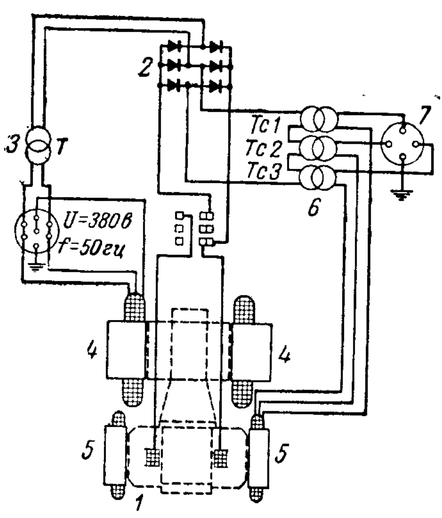



Рис. 6-4. Упрощенная схема электромашинного преобразователя частоты тока, показанного на рис. 6-3.

тельной) обмотки трансформатора равно 4; число витков вторичной обмотки выбирается по допустимому напряжению на выпрямителях. В качестве полупроводниковых выпрямителей использованы селеновые шайбы прямоугольной формы, по две шайбы в плече. На рис. 6-4 генератор изображен с трехфазной обмоткой якоря.

Принцип питания обмотки возбуждения следующий: при холостом ходе обмотка возбуждения питается через вентили *2* и трансформатор *3* от сети переменного тока частоты 50 *гц*. При нагрузке, когда к зажимам *7* подключен электрошпиндель, по обмотке якоря генератора проходит ток, включены трансформаторы *6* и обмотка

возбуждения получает дополнительный выпрямленный ток от якоря генератора. Таким образом, при нагрузке генератора на полупериодную выпрямленную волну э. д. с. частоты сети накладываются полуволны $e_г$ частоты генератора (рис. 6-5). В результате напряжение на обмотке возбуждения возрастает и ток возбуждения увеличивается, что приводит к увеличению э. д. с. якоря генератора; напряжение генератора с увеличением тока нагрузки практически не изменяется. При этом, как видно из схемы рис. 6-4, на последовательно включенные трансформаторы не влияет сеть 50 *гц*, и в цепи якоря генератора не возникает ток частоты 50 *гц*.

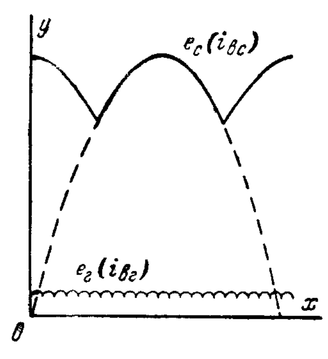



Рис. 6-5. Формы кривой выпрямленной э. д. с.

С целью выявления свойств рассматриваемых преобразователей частоты был испытан преобразовательный агрегат с частотой тока генератора 1 000 *гц*. Полученная опытным путем характеристика холостого хода такого генератора показана на рис. 6-6. Как видно из приведенной кривой, номинальное напряжение генератора $E_0=U_н=72$ *в* получается при токе возбуждения $I_в=0{,}25$ *а*. Напряжение на обмотке возбуждения в этом случае составляет $U_в=8$ *в*. При дальнейшем увеличении тока возбуждения э. д. с. генератора незначительно увеличивается вследствие быстрого насыщения магнитной цепи.

При увеличении тока возбуждения в 2 раза (от 0,25 *а* до 0,5 *а*) э. д. с. генератора увеличивается всего на 20%. Так как рассматриваемый агрегат нерегулируемый, к нему нельзя предъявить требований по форсировке возбуждения. Материалы магнитной цепи имеют большой остаточный поток, в связи с чем восходящая и нисходящая ветви характеристики холостого хода значительно расходятся. Истинная характеристика холостого хода нанесена пунктирной линией. На том же рис. 6-6 построена характеристика короткого замыкания генератора, снятая опытным путем. При токе возбуждения $I_в=0{,}25$ *а* ток короткого замыкания близок

к номинальному. Последнее объясняется сильным действием реакции якоря, которая в данном случае является продольной размагничивающей. Для получения небольшой по размерам обмотки возбуждения генератор выполняют со сравнительно малым воздушным зазором, что приводит к увеличению размагничивающего действия реакции якоря.

Такой преобразовательный агрегат на частоту 1 000 *гц* имеет следующие паспортные данные для вы-

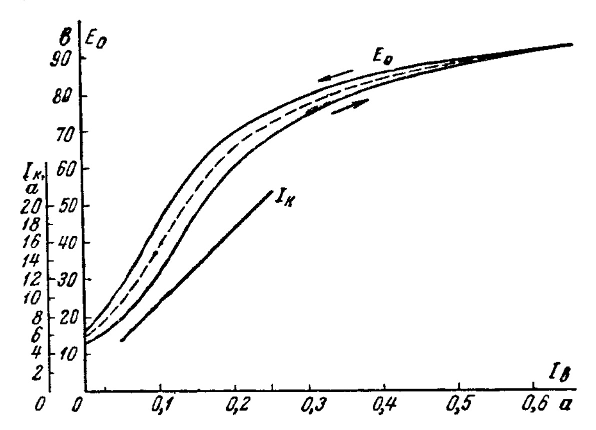



Рис. 6-6. Характеристики холостого хода и короткого замыкания генератора с клювообразными полюсами при частоте тока $f_1 = 1\,000$ *гц*.

ходной стороны: мощность генератора $S_г = 2{,}5$ *ква* (или $P_г = 2$ *квт*), напряжение $U_н = 72$ *в*, ток якоря $I_н = 23$ *а*. Агрегат предназначен для питания электрошпинделей.

Паспортные данные этих преобразователей частоты приведены в табл. 6-1.

Применение генераторов с клювообразными полюсами может быть оправдано только при сравнительно небольших частотах. С увеличением частоты при сохранении неизменной скорости агрегата полюсное деление значительно уменьшается, сокращается расстояние между полюсами, уменьшается амплитуда магнитного потока.

Поэтому в Советском Союзе для питания сверхвысокоскоростных двигателей применяют электромашинные индукторные генераторы, на роторе которых нет

Таблица 6-1

**Преобразователи частоты фирмы Гамфиор (генератор с клювообразными полюсами, двухфазный; приводной двигатель — асинхронный: $2p=2$; $f_1=50$ *гц*; $n_1=3\,000$ *об/мин* $U_1=380$ *в*).**

| Назначение машины | Генератор | Асинхронный двигатель | Генератор | Асинхронный двигатель | Генератор | Асинхронный двигатель | Генератор | Асинхронный двигатель |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $f$, *гц* | 2 000 | 50 | 1 500 | 50 | 1 000 | 50 | 750 | 50 |
| $S$, *ква* | 2,5 | | 2,5 | | 2,5 | | 3,8 | |
| $P$, *квт* | | 2,6 | | 2,6 | | 2,6 | | 3,8 |
| $U_н$, *в* | 145 | — | 108 | — | 72 | — | 54 | — |
| $I_н$, *а* | 12 | 6 | 15 | 6 | 23 | 6 | 45 | 9 |

обмотки возбуждения и скользящих контактов. Устройство переменно-полюсного индукторного генератора показано на рис. 6-7. В больших пазах *2* пакета статора располагаются катушки обмотки возбуждения, а в малых пазах *1* секции обмотки якоря. Пакет ротора *3* зубчатый, набран из листовой стали. Принцип работы такого генератора заключается в следующем.

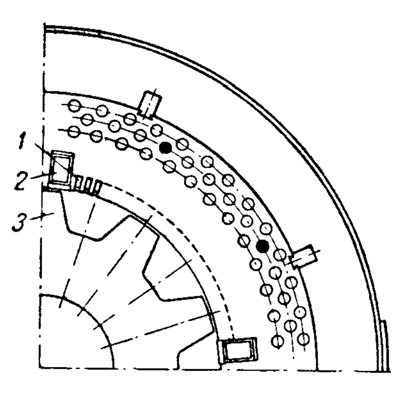


Рис. 6-7. Переменнополюсный индукторный генератор в разрезе.

При питании обмотки возбуждения постоянным током в генераторе под действием н. с. катушек возбуждения возникает магнитное поле с числом полюсов $2p$, равным числу катушек возбуждения. Полярность полюсов чередующаяся (северный, южный, северный полюс и т. д.). Поэтому такой генератор называется переменно-полюсным. Вследствие того что воздушные зазоры над зубцом и пазом (впадиной) ротора различны, проводимость, а следовательно, и магнитная индукция над зубцом и пазом ротора неодинаковы (рис. 6-8). Когда ротор гене-

ратора вращается приводным двигателем, происходит изменение магнитной индукции в каждой точке расточки пакета статора. При прохождении зубца ротора под некоторой точкой получается наибольшая индукция $B_z$, когда под рассматриваемой точкой окажется впадина (паз) ротора, магнитная индукция будет наименьшей, равной $B_п$. Если выделить переменную составляющую кривой индукции (рис. 6-8), то зубец и паз ротора можно рассматривать как полюсы разноименной полярности. При повороте ротора на одно зубцовое деление происходит изменение потокосцепления с проводником секции якоря и э. д. с. изменяется на один период. Таким образом, число зубцов ротора генератора можно рассматривать как число пар полюсов, и частота индуктируемой э. д. с. определяется уравнением

$$f_1 = \frac{z_2 n}{60},\ гц, \qquad (6\text{-}2)$$

где $n$ — скорость вращения ротора генератора, *об/мин*;

$z_2$ — число зубцов ротора индукторного генератора.

Улучшение формы кривой э. д. с. достигается скосом зубцов ротора генератора.

Московский завод электронасосов выпускает целую серию трехфазных высокочастотных переменно-полюсных индукторных генераторов для питания сверхвысокоскоростных электродвигателей.

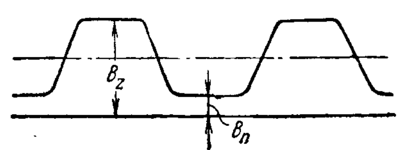



Рис. 6-8. Кривая магнитной индукции в воздушном зазоре индукторного генератора (рис. 6-7) при трапециевидных зубцах ротора и закрытых пазах статора.

Технические данные индукторных синхронных генераторов (ГИС) указаны в табл. 6-2. Такие генераторы строятся на напряжение $U_1 = 230$ *в* при соединении обмотки якоря в звезду. Скорость вращения генератора $n = 3\,000$ *об/мин*. В качестве приводного двигателя применяются асинхронные двигатели с к. з. обмоткой на роторе или двигатели постоянного тока. Габаритные размеры в миллиметрах генераторов ГИС приведены в табл. 6-3 (рис. 6-9).

Следует отметить, что в нерегулируемом индукторном генераторе получается большое изменение напря-

Таблица 6-2

**Технические данные серии генераторов типа ГИС**

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Частота, *гц* . . . . . | 300 | 400 | 600 | 800 | 1 200 | 1 600 | 2 400 |
| Тип . . . . . . . . . | — | — | 24ГИС1 | 32ГИС1 | 48ГИС1 | 64ГИС1 | 96ГИС1 |
| Мощность, *квт* . . . | — | — | 1,5 | 1,5 | 1,5 | 1,25 | 1,0 |
| Ток, *а* . . . . . . . . | — | — | 4,7 | 4,7 | 4,7 | 3,9 | 3,15 |
| К. п. д., % . . . . . | — | — | 76 | 75 | 70 | 65 | 58 |
| Тип . . . . . . . . . | 12ГИС2 | 16ГИС2 | 24ГИС2 | 32ГИС2 | 48ГИС2 | 64ГИС2 | 96ГИС2 |

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Мощность, *квт* . . . | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 | 2 | [illegible] |
| Ток, *а* . . . . . . . . | 9,4 | 9,4 | 9,4 | 9,4 | 9,4 | 6,3 | 6,3 |
| К. п. д., % . . . . . | 83 | 82 | 81 | 79 | 75 | 67 | 62 |
| Тип . . . . . . . . | 12ГНС3 | 16ГНС3 | 24ГИС3 | 32ГНС3 | 48ГИС3 | 64ГНС3 | 96ГНС3 |
| Мощность, *квт* . . . | 6 | 6 | 6 | 5 | 5 | 4 | 4 |
| Ток, *а* . . . . . . . . | 18,8 | 18,8 | 18,8 | 15,7 | 15,7 | 12,5 | 12,6 |
| К. п. д., % . . . . . | 86 | 85 | 83 | 80 | 75 | 69 | 65 |

Габаритные и установочные размеры генераторо

| Тип | $B_1$ | $B_2$ | $B_3$ | $B_4$ | $B_5$ | $C$ | $C_2$ | $d_1$ | $H$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ГИС1 | 400 | 75 | 227 | 197 | 75 | 162,5 | 32,5 | 19 | 420 |
| ГИС2 | 400 | 75 | 227 | 197 | 75 | 162,5 | 45 | 19 | 430 |
| ГИС3 | 400 | 75 | 227 | 197 | 75 | 162,5 | 45 | 19 | 445 |

жения при переходе от холостого хода к номинальной нагрузке (вследствие сильного размагничивающего действия реакции якоря и падения напряжения в обмотке якоря). С целью поддержания постоянства напряжения

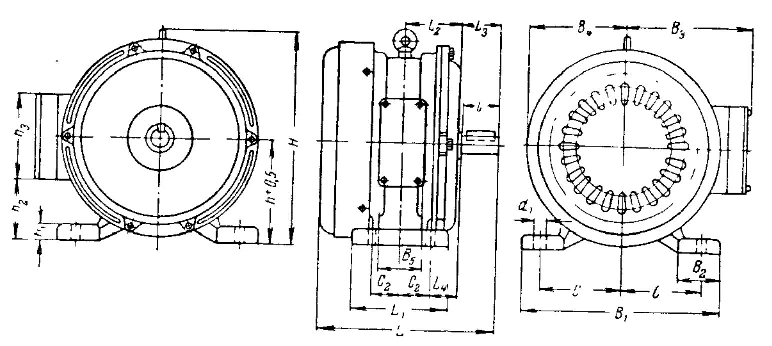



Рис. 6-9. Обозначение габаритных размеров индукторного трехфазного генератора высокой частоты Московского завода электронасосов (к табл. 6-3).

генератора необходимо регулирование его тока возбуждения. Последнее можно осуществить, например, по схеме рис. 6-10, в которой предусмотрено автоматическое регулирование тока возбуждения по напряжению и току нагрузки.

## б) Статические преобразователи частоты тока

В ряде сверхвысокоскоростных установок электромашинные вращающиеся высокочастотные преобразователи целесообразно заменить статическими преобразователями частоты. Это объясняется двумя причинами: 1) вращающиеся агрегаты являются источником шу-

Московского завода электронасосов (см. рис. 6-9)

| $h \pm 0{,}5$ | $h_1$ | $h_2$ | $h_3$ | $L$ | $L_1$ | $L_2$ | $L_3$ | $L_4$ | $l$ | Вес, кГ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 200 | 28 | 120 | 150 | 275 | 110 | 80,5 | 65 | 53 | 60 | 80 |
| 200 | 28 | 120 | 150 | 335 | 135 | 100,5 | 85 | 60,5 | 80 | 100 |
| 200 | 28 | 120 | 150 | 410 | 210 | 138 | 85 | 68 | 80 | 140 |

мов; 2) габариты электромашинных преобразователей, состоящих из генератора и приводного двигателя, больше габаритов статических преобразователей.

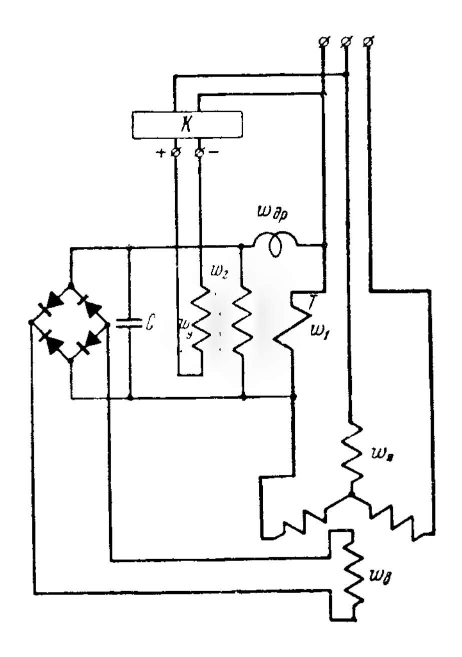



Рис. 6-10. Схема самовозбуждения и автоматического регулирования напряжения высокоскоростного генератора.

$w_я$, $w_в$ — обмотки якоря и возбуждения генератора;
$w_1$ — первичная, последовательная обмотка трансформатора;
$w_2$ — вторичная обмотка трансформатора;
$w_{др}$ — обмотка дросселя;
$C$ — конденсатор;
$K$ — корректирующее устройство.

В качестве статических преобразователей частоты тока применяют генераторы на электронных лампах или полупроводниках. Недостатком ламповых генераторов являются значительные габариты, низкий к. п. д. и сравнительно малый срок службы. Статические преобразователи частоты на полупроводниках имеют малые габариты и вес. В настоящее время освоено производство кремниевых и германиевых полупроводниковых диодов и триодов. Германиевые триоды выпускаются на токи до 50 *а* с обратным напряжением до 80 *в*, кремниевые триоды — на токи до 5 *а* с обратным напряжением до 300 *в*. Желательны полупроводниковые приборы на большие токи и напряжения. В настоящее время можно изготавливать преобразователи частоты на полупроводниках для питания асинхронных двигателей мощностью до 100—1 000 *вт* с частотой тока до 2—3 тыс. *гц*.

Сверхвысокоскоростной асинхронный двигатель может быть трех- или двухфазным. Габариты, вес и стоимость статического преобразователя частоты для двухфазного двигателя меньше, чем для трехфазного. Однако размеры шлифовального станка определяют габариты электрошпинделя. Поэтому в ряде случаев целесообразно выбирать трехфазный асинхронный электрошпиндель, который меньше двухфазного.

В настоящее время имеется большое количество схем статических преобразователей частоты для питания асинхронных двигателей. Ниже рассмотрены некоторые из них.

Основными элементами простейших статических преобразователей являются полупроводниковые триоды и трансформаторы, сердечники которых используются в качестве переключающих устройств, самовозбуждающихся благодаря нелинейности кривой намагничивания (рис. 6-11,*а*). Полупроводниковые преобразователи частоты могут быть и с возбуждением от внешнего задающего генератора (ЗГ) переменной частоты, управляющего открыванием и закрыванием триодов (рис. 6-11,*б*).

Статические преобразователи частоты на полупроводниках могут быть однофазными и многофазными. Принципиальные схемы статических преобразователей представлены: трехфазного — на рис. 6-12, двухфазного — на рис. 6-13. В этих схемах большое количество

различных элементов необходимо для обеспечения соответствующего сдвига по фазе напряжений на выходе [Л. V-22].

На Четвертом ППЗ разработан и построен трехфазный ламповый преобразователь частоты [Л. V-23], блок-схема которого показана на рис. 6-14,*а*. Основными элементами схемы являются: выпрямитель, инвертор и система управления.

От выпрямительного блока *2*, в котором ток *I* питающей сети *1* промышленной частоты 50 *гц* преобра-

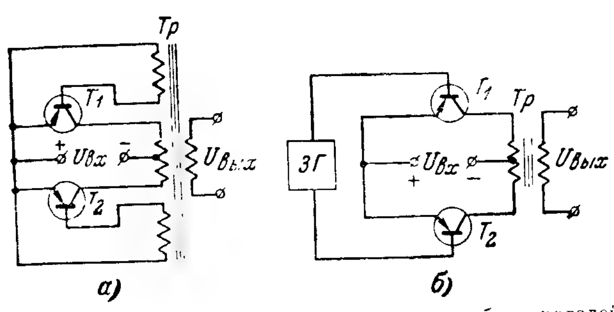



Рис 6-11. Схемы полупроводниковых преобразователей частоты.

*а* — самовозбуждающийся преобразователь на полупроводниковых триодах; *б* — преобразователь с внешним возбуждением; *ЗГ* — задающий генератор сигналов нужиой частоты.

зуется в постоянный, питается задающий генератор *5*, ламповый фазовращатель *4* и трехфазный усилитель частоты *3*. В электронном задающем генераторе получается однофазное синусоидальное напряжение, которое с помощью лампового фазовращателя преобразуется в трехфазное напряжение. Усиление по мощности производится трехфазным трехканальным усилителем. Сверхвысокоскоростные двигатели имеют частоты до 3 тыс. *гц*, которые являются средними относительно звуковых частот. В таком диапазоне частот легко создать усилитель частоты с малыми вносимыми фазовыми сдвигами.

Напряжение на выходе усилителя меняется путем изменения коэффициента трансформации выходного трансформатора.

Плавное изменение частоты на выходе осуществляется вращением ротора блока конденсаторов.

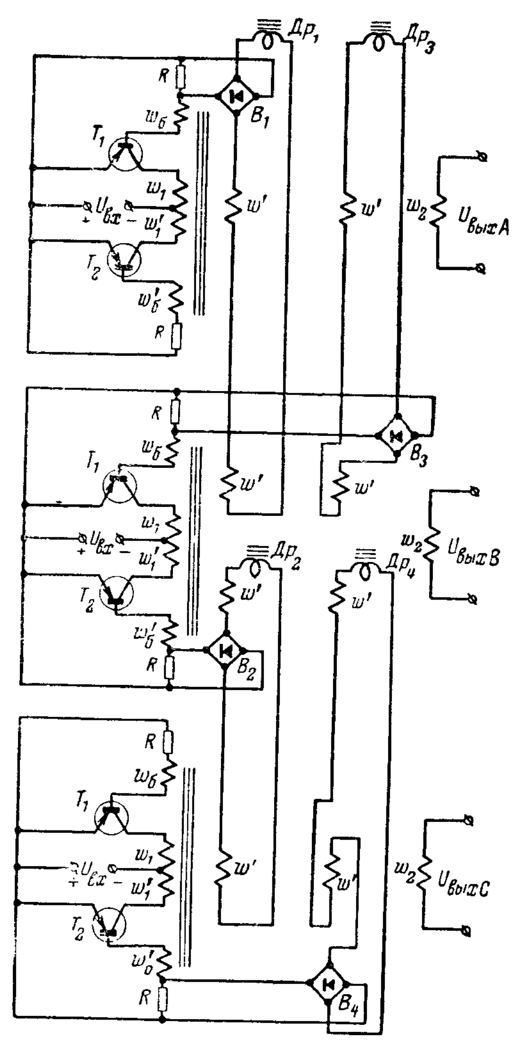



Рис. 6-12. Упрощенная схема трехфазного преобразователя частоты на полупроводниковых триодах.

Некоторые технические данные преобразователя приведены ниже.

| | |
|---|---|
| Установочные габариты, *мм* | 413×305×520 |
| Мощность, *ква* | 1,3 |
| Частота, *гц* | 500—2 000 |
| К. п. д. | 0,65—0,7 |

В настоящее время на Четвертом ГПЗ построен и эксплуатируется электронно-ламповый преобразователь для группового питания, который одновременно питает 12 электрошпинделей.

Технические данные такого преобразователя: напряжение на входе 380 *в*; частота 50 *гц*; напряжение на выходе $U_{вых}=40-220$ *в*; частота $f_{вых}=800—3\,000$ *гц*; мощность $S_{вых}=7$ *ква*. Коэффициент искажения кривой напряжений не более $+5\%$; к. п. д. около 0,7. Габариты преобразователя $1\times1\times2{,}2$ *м*.

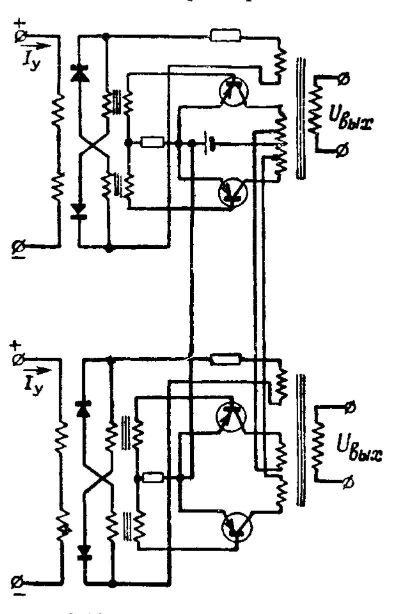



Рис. 6-13. Упрощенная схема двухфазного преобразователя частоты на полупроводниковых триодах.

В проблемной лаборатории электромеханики Московского ордена Ленина энергетического института (МЭИ) создан преобразователь частоты на полупроводниках для питания высокоскоростного асинхронного электродвигателя [Л. V-24]. Блок-схема преобразователя приведена на рис. 6-14,*б*. Силовое выпрямительное устройство *2* состоит из трехфазного автотрансформатора и выпрямителя на кремниевых диодах. Инвертор *3* состоит из трех однофазных мостов, в плечи которых включены основные полупроводниковые триоды. Система управления состоит из задающего генератора *5* с частотой, в 3 раза большей, чем частота, требуемая на выходе трехфазного выходного генератора-усилителя, состоящего из синхронизированных авто-

колебательных устройств на полупроводниковых триодах.

Форма кривой напряжения на выходе прямоугольная. Регулирование частоты на выходе осуществляется путем воздействия на задающий генератор, частота которого может плавно изменяться.

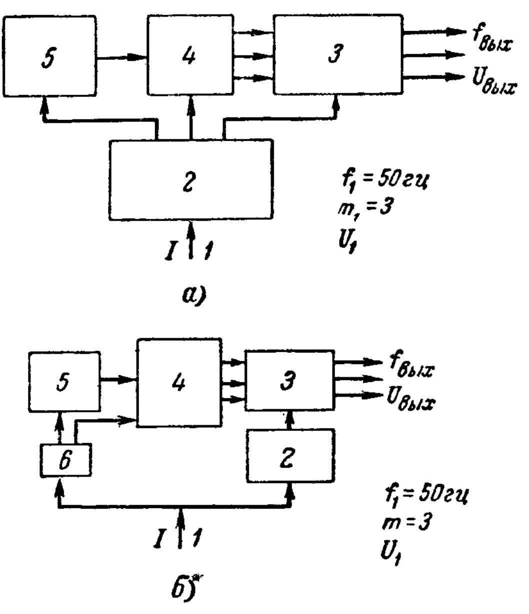



Рис. 6-14. Блок-схемы статических преобразователей частоты.

*а* — электронно-ламповый; *б* — на полупроводниковых элементах.

*1* — питающая сеть промышленной частоты; *2* — силовой регулируемый выпрямитель на полупроводниковых диодах; *3* — задающий генератор частоты; *4* — генераторы-усилители схемы управления, вырабатывающие напряжение прямоугольной формы регулируемой частоты; *5* — инвертор на полупроводниковых триодах; *6* — источники стабилизированного постоянного напряжения на полупроводниковых диодах для питания задающего генератора.

При прямоугольной форме кривой напряжения первичной обмотки наряду с первой — основной гармоникой тока появляются и высшие гармоники. Исследования двигателей при указанной форме кривой напряжения проводились мало. Требуется дальнейшая работа по изучению влияния высших гармоник тока при прямо-

угольной форме кривой напряжения на работу и характеристики двигателя с высокой частотой тока в первичной обмотке.

## 6-3. ЧАСТОТНОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ ДВИГАТЕЛЯ

Скорость вращения ротора согласно уравнению (6-1) изменяется пропорционально частоте питающего тока. Сверхвысокоскоростные электрошпиндели, как правило, питаются от индивидуального генератора переменного тока. Поэтому в таких установках сравнительно легко осуществить регулирование частоты тока. Работа сверхвысокоскоростного асинхронного двигателя при переменной частоте существенно отличается от обычного режима, так как параметры двигателя изменяются с частотой. В результате изменяются и электромеханические характеристики двигателя.

При частотном управлении напряжение на зажимах первичной обмотки может регулироваться независимо от частоты тока или связано с последней определенным условием. Чаще всего практикуется регулирование напряжения так, чтобы оно изменялось пропорционально только частоте $f_1$,

$$U_1 = U_{1н} \frac{f^*_1}{f_{1н}}. \tag{6-3}$$

При указанном законе регулирования

$$\frac{U_1}{f_1} \approx \frac{E_1}{f_1} = C_e\Phi = \text{пост.} \tag{6-4}$$

Величина магнитного потока Ф двигателя при регулировании мало меняется, если падение напряжения в первичной обмотке мало. При частотном регулировании вводятся понятия относительной частоты тока статора $f' = \frac{f_1}{f_{1н}}$ и тока ротора $f'_2 = \frac{f_2}{f_{2н}}$, а также относительного значения напряжения $U' = \frac{U_1}{U_{1н}}$.

Частота $f'_2$ характеризует нагрузку на валу двигателя при частотном управлении аналогично тому, как

---

* Индексом «н» отмечены номинальные величины.

при постоянной частоте $f_1$ нагрузка характеризуется скольжением $s$.

В общем случае согласно [Л. V-18, III-4] оптимальным законом регулирования напряжения и частоты является:

$$\frac{U_1}{f_1}=\frac{U_{1н}}{f_{1н}}\sqrt{\frac{M}{M_н}}. \qquad (6\text{-}5)$$

В случае, когда регулирование скорости вращения осуществляется при постоянном моменте, напряжение изменяется пропорционально изменению частоты в соответствии с уравнением (6-4). При регулировании скорости вращения при неизменной механической мощности на валу двигателя регулирование напряжения осуществляется по закону

$$\frac{U_1}{U_{1н}}=\left(\frac{f_1}{f_{1н}}\right)^{\frac{1}{2}}. \qquad (6\text{-}6)$$

При постоянном магнитном потоке с изменением частоты потери в стали определяются выражением

$$П_с=П_{сн}\left(\frac{f_1}{f_н}\right)^{1,6}. \qquad (6\text{-}7)$$

Механические потери

$$П_{мех}=П_{мех.н}\left(\frac{n_2}{n_{2н}}\right)^{\gamma}. \qquad (6\text{-}8)$$

Для сверхвысокоскоростных двигателей коэффициент $\gamma=2\div3$.

Электрические потери в сопротивлении обмоток несколько изменяются за счет изменения сопротивлений $r_1$, $r'_2$ из-за вытеснения тока.

Если не учитывать изменения параметров при насыщении, то диаметр круговой диаграммы

$$D_i\approx\frac{U_1}{x_к}\approx\frac{E_1}{x_к}=\text{const}, \qquad (6\text{-}9)$$

так как числитель и знаменатель изменяются пропорционально частоте $f_1$. Из приведенных соотношений следует, что при принятых допущениях с изменением частоты тока $f_1$ по закону $\frac{U_1}{f_1}=$пост диаметр круговой диаграммы почти не изменяется и вращающий момент

остается постоянным. Однако, если учесть соотношение активных и индуктивных сопротивлений, то оказывается, что при неизменном диаметре круговой диаграммы угол наклона линии моментов $\alpha$, определяемый из уравнения

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{r_1}{x_к}, \quad (6\text{-}10)$$

и угол наклона $\beta$, определяемый уравнением

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{r_к}{x_к}, \quad (6\text{-}11)$$

с изменением частоты $f_1$ изменяются, так как индуктивные сопротивления изменяются в большей степени, чем активные (последние меняются из-за вытеснения тока незначительно).

Например, при увеличении частоты $f_1$ углы $\alpha$ и $\beta$ уменьшаются; при этом уменьшается пусковой момент и несколько возрастает максимальный момент; уменьшается критическое скольжение $s_m = \frac{r_2}{x_к}$; характеристика $\frac{M}{M_m} = f(s)$ становится более жесткой (рис. 6-18).

**Пример определения полезной мощности электрошпинделя ЭШ(120—144) при частотном регулировании скорости вращения по опытным данным.**

Регулирование скорости осуществляется путем изменения частоты при сохранении условий:

$$\frac{U_1}{f_1} \approx \frac{E_1}{f_1} - \text{пост}; \ \Phi \approx \text{пост}.$$

В испытанном двигателе при скорости вращения $n_1 = 144$ тыс. *об/мин*, когда частота $f = 2\,400$ *гц* и напряжение $U_1 = 220$ *в*, полезная мощность на валу (номинальная) равна:

$$P_2 = P_{12} - (П_т + П_{э2}) = 530 - 280 = 250 \text{ вт},$$

где

$$P_{12} = \sqrt{3} k_e U_1 I_н \cos \varphi_н = \sqrt{3} \cdot 0{,}96 \cdot 220 \cdot 2{,}34 \cdot 0{,}62 = 530 \text{ вт}.$$

Коэффициент полезного действия

$$\eta = \frac{P_2}{P_2 + \Sigma П} = \frac{250}{250 + 320} = 0{,}43,$$

где $\Sigma П = 320$ *вт* составляет сумму всех потерь при номинальной нагрузке.

При скорости вращения $n_1 = 120$ тыс. *об/мин*

$$P_2 = P_{12} - (П_т + П_{э2}) = \sqrt{3} \cdot 184 \cdot 2{,}34 \cdot 0{,}6 - 200 = 250 \text{ вт}$$

Значения некоторых величин, характеризующих двигатель, при двух вышеуказанных значениях частоты и скорости вращения сведены в табл. 6-4.

Таблица 6-4

| | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| $f$, *гц* | 2 000 | 2 400 | $P_{х}$, *вт* | 210 | 300 |
| $n_1$, *об мин* | 120 000 | 144 000 | $\Sigma П$, *вт* | 222 | 320 |
| $U_1$, *в* | 184 | 220 | $P_1$, *вт* | 480 | 570 |
| $I_н$, *а* | 2,35 | 2,35 | $P_2$, *вт* | 250 | 250 |
| $П_т$, *вт* | 140 | 205 | $\eta$, % | 0,52 | 0,43 |
| $П_с$, *вт* | 40 | 55 | | | |

Электромагнитный момент и полная механическая мощность равны:

а) при $n_1 = 144$ тыс. *об/мин*, $f_1 = 2\,400$ *гц*;

$$M_э = \frac{P_{12}}{1{,}03 n_1} = \frac{530}{1{,}03 \cdot 144 \cdot 10^3} = 3{,}58 \cdot 10^{-3}\ кГ \cdot м;$$

$$P_2 = 250 + 205 = 455\ вт;$$

б) при $n_1 = 120$ тыс. *об/мин*, $f_1 = 2\,000$ *гц*

$$M_э = \frac{446}{1{,}03 \cdot 120 \cdot 10^3} = 3{,}6 \cdot 10^{-3}\ кГ \cdot м;$$

$$P_2 = 250 + 140 = 390\ вт.$$

Следовательно, при одинаковой мощности на валу электрошпинделя потребляемая мощность при большей скорости больше в основном за счет возрастающих механических потерь и некоторого увеличения потерь в стали. Коэффициент полезного действия уменьшается с увеличением скорости.

Как видно из кривых опыта холостого хода (рис. 2—23), потери в стали малы по сравнению с механическими потерями. В случае увеличения мощности на валу до $P_{2н}$ сумма потерь мало изменяется, поскольку потери трения велики по сравнению с потерями в стали и электрическими потерями в обмотках.

В качестве приводного двигателя преобразовательного агрегата иногда применяют коллекторный однофазный двигатель на 50 *гц*. На рис. 6-15 на втором плане расположен такой агрегат для питания электрошпинделя на 60 тыс. *об/мин*. Справа от агрегата показан регулятор напряжения, с помощью которого изменяется напряжение приводного двигателя, и таким образом регулируется скорость вращения агрегата и частота генератора. Скорость вращения данного агрегата 20 тыс. *об/мин* при частоте тока на выходе 1 тыс. *гц*. Такой сверхвысокоскоростной генератор мощ-

костью 600 *вт* выполнен с постоянными магнитами. Поскольку преобразовательный агрегат сверхвысокоскоростной, его габариты и вес сравнительно малы, и установка в целом весьма компактна. Внешний диаметр генератора и приводного двигателя 100 *мм*; длина корпуса генератора 130 *мм*; длина корпуса приводного двигателя 185 *мм*. Габаритные размеры по высоте вместе с плитой 180 *мм*; ширина 160 *мм*; длина плиты 400 *мм*. Рассмотренный агрегат построен в г. Лейпциге в Центральном институте подшипниковой промышленности ГДР.

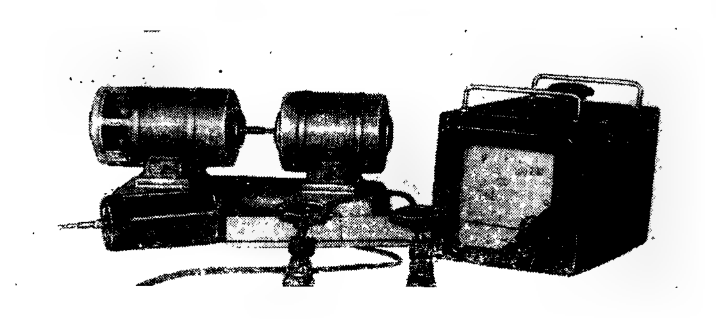


Рис. 6-15. Электромашинный преобразовательный агрегат с приводным коллекторным двигателем переменного тока на 50 *гц*, генератор (с постоянными магнитами) на частоту 1 000 *гц*.

Однако наиболее часто приводной двигатель — асинхронный. В этом случае регулирование скорости вращения генератора в широком диапазоне эффективно осуществляется с помощью так называемого клиноременного вариатора (рис. 6-16). На валу приводного двигателя или генератора устанавливается шкив, состоящий из двух раздвигающихся конусных половин. Шкив приводного двигателя и шкив генератора соединяются клиновидными ремнями. Расстояние между шкивами можно изменять, поднимая или опуская верхнюю часть установки. При этом изменяется натяжение ремня и раздвигаются или сближаются конусообразные половины шкива. Положение ремня по высоте конусного шкива изменяется, и таким образом изменяются передаточное отношение диаметров шкивов генератора и двигателя и скорость вращения генератора. На рис. 6-16

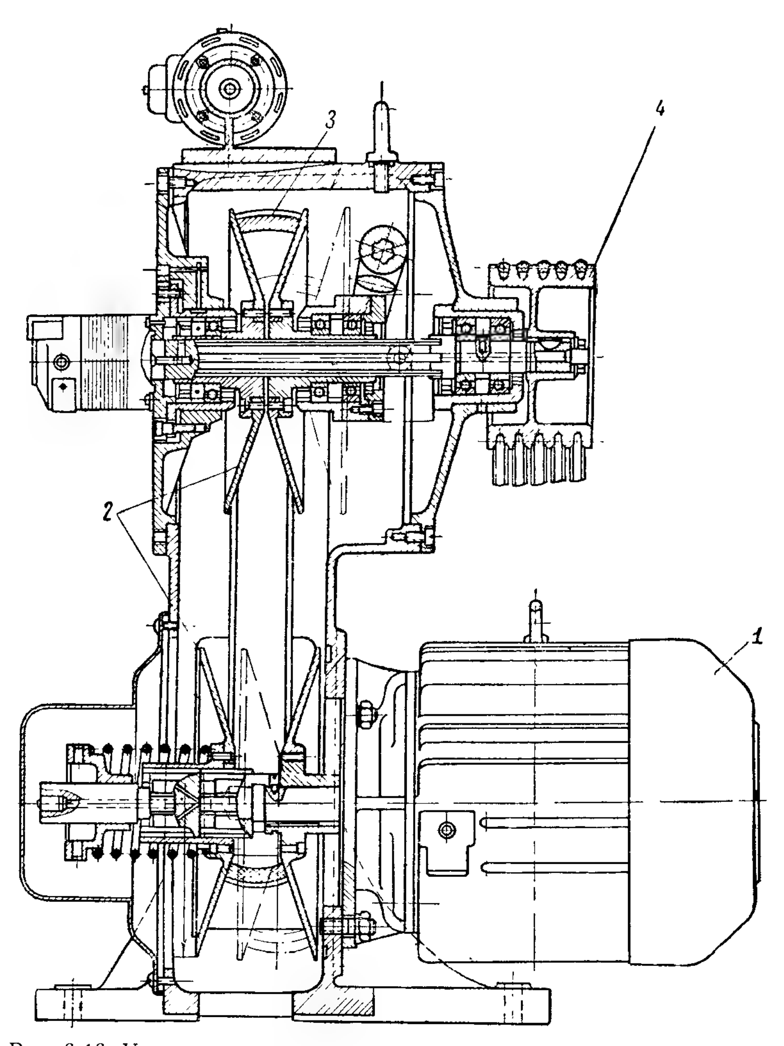



Рис. 6-16. Установка с клиноременным вариатором для изменения скорости вращения электромашинного высокочастотного генератора при постоянной скорости приводного двигателя.

*1* — приводной двигатель; *2* — шкивы вариатора; *3* — клиновидные ремни; *4* — шкив для привода генератора.

пунктиром показано второе крайнее положение вариатора, подвижная половина шкива которого фиксируется реакцией спиральной пружины (с аналогичными клиноременными вариаторами работают преобразовательные установки итальянской фирмы Rava.

Генератор имеет два статорных и два роторных пакета с клювообразными полюсами и дисковыми обмот-

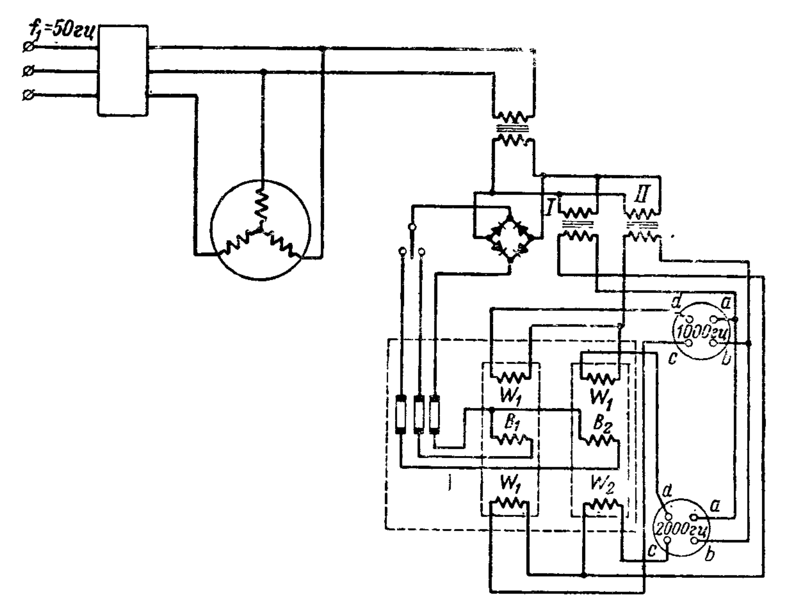



Рис. 6-17. Упрощенная схема включения обмоток электромашинного преобразователя частоты тока с питанием обмоток возбуждения через полупроводниковые выпрямители от сети 50 *гц* и от обмотки генератора высокого напряжения.

ками возбуждения, которые питаются через выпрямители от сети переменного тока. Таким образом, в одном корпусе расположены два генератора.

Обмотка якоря генератора двухфазная, как и обмотка электрошпинделя.

Приводной двигатель трехфазный асинхронный: $f=50$ *гц*, $U=380$ *гц*, $P=2{,}5$ *квт*.

Этот двигатель и генератор соединены клиноременным вариатором, с помощью которого скорость вращения генератора изменяется от 3 тыс. до 6 тыс. *об/мин*.

Если при этом работает левая половина пакетов генератора (рис. 6-17), то частота изменяется от 500 до 1 000 *гц*; при работе правой половины пакетов генератора частота регулируется от 1 до 2 тыс. *гц*.

При подключении электрошпинделя к зажимам *c* и *d* зажимы *a* и *b* замыкаются накоротко перемычкой. С целью стабилизации напряжения генератора в цепь якоря генератора включены последовательно трансформаторы I и II. При увеличении тока нагрузки увеличи-

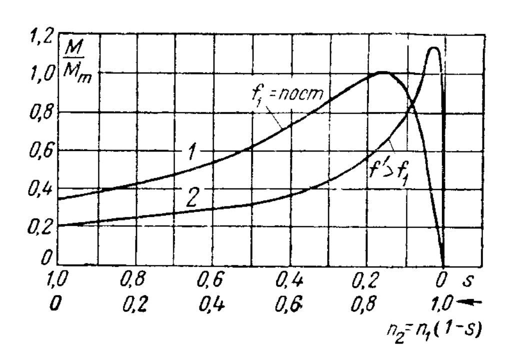



Рис. 6-18. Зависимость $\frac{M}{M_m} = f(s)$ электрошпинделя при разных частотах тока первичной обмотки.

вается напряжение на вторичной обмотке трансформатора, возрастает выпрямленный ток в обмотке возбуждения, и напряжение генератора стабилизируется. Зависимость момента от скольжения электрошпинделя при большей частоте тока становится более жесткой (рис. 6-18), скорость ротора меняется в меньших пределах с изменением момента сопротивления на валу.

При наличии сети постоянного тока регулирование скорости вращения агрегата, а следовательно, и частоты тока генератора осуществляется изменением возбуждения приводного двигателя постоянного тока. В случае статических электронных преобразователей частоты плавное изменение частоты на выходе производится вращением ротора блока конденсаторов, а изменение напряжения осуществляется изменением коэффициента трансформации выходного трансформатора.

## 6-4. РЕГУЛИРОВАНИЕ СКОРОСТИ УПРАВЛЯЮЩИМИ ДРОССЕЛЯМИ

### а) Схема регулирования

В настоящее время для регулирования скорости асинхронных двигателей широко применяются управляющие дроссели — магнитные усилители, включаемые последовательно с первичной обмоткой двигателя.

Рассмотрим схему (рис. 6-19), описанную в [Л. V-1], в которой стабилизация скорости двигателя осуществляется обратными связями по току и напряжению.

Применение тахогенераторов в электрошпинделях нецелесообразно по причине конструктивных и технологических трудностей.

Схема привода состоит из асинхронного двигателя *6*, трехфазного магнитного усилителя *1*, трехфазного

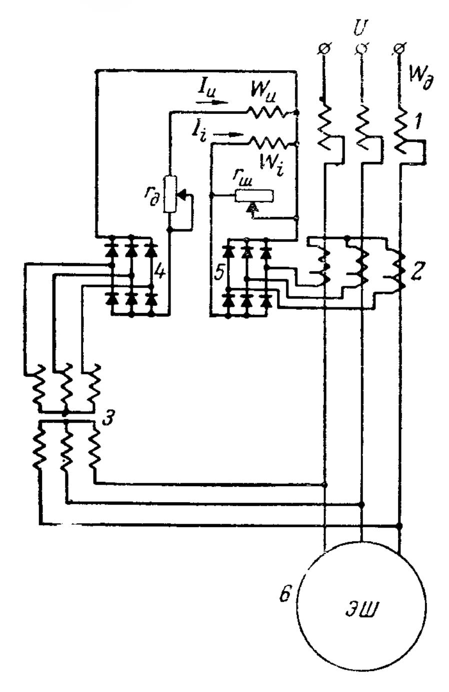



Рис. 6-19. Схема для регулирования скорости вращения трехфазного асинхронного двигателя с помощью управляющих дросселей.

трансформатора тока 2, трехфазного трансформатора напряжения 3, вентилей 4 и 5, реостатов управления $r_д$, $r_ш$.

Для стабилизации скорости двигателя служат две обмотки постоянного тока магнитного усилителя. Обмотка напряжения $w_u$ используется для обратной связи по напряжению, а обмотка $w_i$ осуществляет обратную связь по току.

Намагничивающие силы обмоток $w_u$ и $w_i$ действуют встречно.

Полярность выпрямителей 4 и 5 такова, что увеличение тока повышает, а увеличение напряжения снижает скорость вращения двигателя (положительная обратная связь по току и отрицательная по напряжению).

В данной схеме поддерживается заданное соотношение между током и напряжением двигателя и одновременно регулируется скорость вращения ротора. Нужное значение последней устанавливается изменением сопротивлений реостатов $r_д$ и $r_ш$.

Скорость вращения двигателя устанавливается на электрошлифовальном станке самим рабочим или поддерживается автоматически по мере срабатывания шлифовального круга (на схеме не показано).

Действие схемы состоит в том, что при увеличении скорости выше заданного значения ток $I_u$ в обмотке напряжения возрастает, а ток $I_i$ в токовой обмотке уменьшается ($M$=пост). Это приводит к размагничиванию сердечников магнитного усилителя. Индуктивное сопротивление обмоток переменного тока увеличивается, падение напряжения на дросселе возрастает, напряжение на выходе уменьшается, скорость двигателя снижается.

## б) Результаты расчета управляющих дросселей и трансформаторов для электрошпинделей

**1) Электрошпиндель ЭШ-24/2.**

Диапазон регулирования скорости $(24-30)10^3$ *об/мин.*
Частота $f_1=500$ *гц*=пост.
Число фаз $m_1=3$.
Напряжение $U_1=220$ *в.*
Мощность $P=2$ *квт.*
Ток $I_1=9{,}5/5{,}5$ *а* ($\Delta$/Y).
Ротор с латунной к. з. обмоткой.

Питание шпинделя производится от индукторного генератора. Регулирование скорости вращения электрошпинделя осуществляется управляющим дросселем.

Жесткость характеристики $n_2=f(M)$ обеспечивается обратными связями по току и напряжению.

**Дроссель.**

Дроссель состоит из шести отдельных сердечников. Сердечник тороидальный, О-образный из ленточной стали. Марка стали 50НП. Толщина стальной ленты 0,15 *мм*.

Соединение катушек в обмотке переменного тока дросселя последовательное (рис. 6-20).

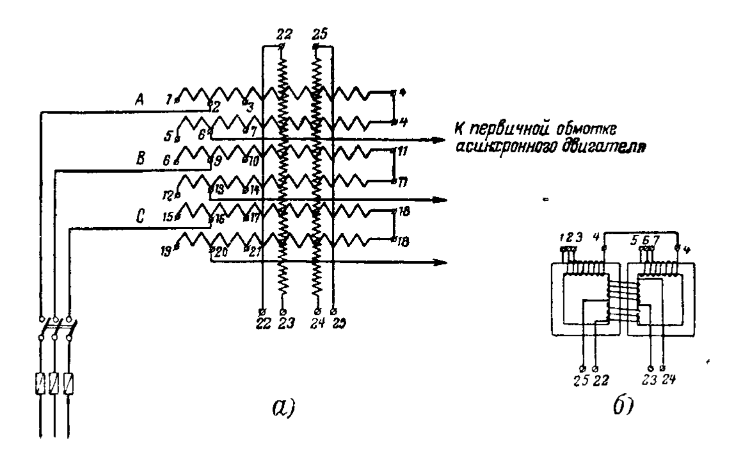



Рис. 6-20. Управляющий дроссель на частоту 500 *гц*.

*а* — схема соединения обмоток; *б* — схема расположения обмоток на сердечнике.

Число витков одной катушки $w_д$ обмотки переменного тока дросселя рассчитано с учетом сравнительно небольшого диапазона регулирования скорости вращения. В этом случае нет необходимости «гасить» все напряжение на дросселе.

Сечение стального сердечника дросселя выбрано с учетом кратковременной работы при отсутствии подмагничивания постоянным током.

При подмагничивании стального сердечника дросселя постоянным током переменная составляющая индукции в сердечнике уменьшается до $(2-2{,}5)10^3$ *гс* (рис. 6-21) и потери в стали дросселя при этом малы.

Линейный номинальный ток двигателя $I_1=9{,}5$ *а*. По этому току выбирают сечение обмотки переменного тока дросселя.

## Обмотка переменного тока дросселя

При последовательном соединении в фазе катушек дросселя число витков обмотки переменного тока дросселя на одном сердечнике найдем из уравнения

$$U_д = 4{,}44 f_1 \cdot 2 w_д S_c B_m \cdot 10^{-8}.$$

Считаем, что при отсутствии подмагничивания постоянным током напряжение на дросселе $U_д=150$ *в*; напряжение на двигателе $U=U_1-U_д=220-150=70$ *в*.

Принимаем площадь сечения стального сердечника

$$S_{ст}=1{,}5\cdot 3=4{,}5\ см^2.$$

Считаем, что при отсутствии подмагничивания для стали при 50 *гц* допустима индукция $B_m=12\,500$ *гс*. Тогда число витков обмотки переменного тока дросселя

$$w_д=\frac{150\cdot 10^8}{4{,}44\cdot 500\cdot 2\cdot 4{,}5\cdot 12\,500}=60\ витков.$$

При амплитуде индукции $B_m=12\,500$ *гс* и частоте $f_1=500$ *гц* потери в стальном сердечнике дросселя будут значительны, но поскольку при отсутствии подмагничивания режим работы дросселя кратко-

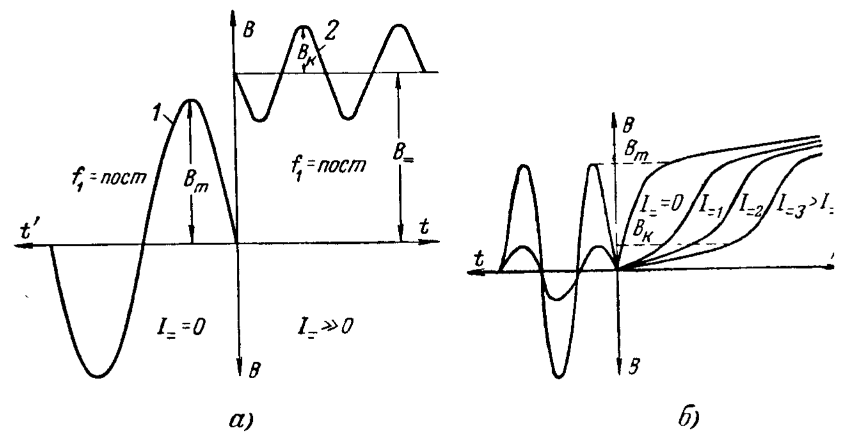



Рис. 6-21. К расчету управляющего дросселя.

*а* — кривые магнитной индукции в стальном сердечнике дросселя; *1* — при отсутствии подмагничивания $I=0$, $f=$ пост; *2* — при подмагничивании постоянным током $f_1=$ пост; *б* — нахождение напряженности *H* для значений индукции $B_m$, $B_к$ при разных токах подмагничивания.

временный, считаем указанную индукцию допустимой. Заметим, что уменьшать индукцию $B_m$ следует за счет увеличения сечения стального сердечника, а не за счет увеличения числа витков $w_д$, так как в этом случае возрастает падение напряжения на дросселе, увеличиваются потери в сопротивлении обмотки переменного тока дросселя. Сечение проводника обмотки переменного тока дросселя (предварительное)

$$q_д=\frac{I_{1н}}{\Delta_д}=\frac{9{,}5}{3}=3{,}17\ мм^2,$$

где $\Delta_д$ — плотность тока в обмотке, *а/мм²*; стандартный диаметр

проводника $d_д = 2,1$ *мм*, сечение $q_д = 3,46$ *мм*$^2$; провод марки ПЭВ-2; диаметр изолированного провода

$$d_{из} = 2,1 + 0,13 = 2,23 \text{ мм},$$

сечение $q_{из} = 4$ *мм*$^2$.

Площадь в окне сердечника для обмотки переменного тока дросселя

$$Q_д = \frac{q_{из} w_д}{k_з} = \frac{4 \cdot 60}{0,45 \cdot 100} = 5,3 \text{ см}^2,$$

где $k_з = 0,45$ — коэффициент заполнения окна сердечника.

Принимаем радиальный размер сечения катушки равным 1 *см*, осевой размер сечения катушки 6 *см*. Отпайки от обмотки для настройки дросселя выполняются после 60, 50, 40 витков.

Сопротивление обмотки переменного тока дросселя

$$r_д = 1,24\rho \frac{L_{ср} 2w_д}{q_д} = \frac{1,24 \cdot 578 \cdot 2 \cdot 50 \cdot 10^{-2}}{57 \cdot 3,46} = 0,082 \text{ ом},$$

где $L_{ср}$ — средняя длина витка, *м*;

$$2w_д = 2w_{2-4} = 2 \cdot 50.$$

При подмагничивании постоянным током переменная составляющая индукции резко уменьшается (рис. 6-21) и обычно составляет $B_к = (2 - 3) \cdot 10^3$ *гс*; примем $B_к = 3$ тыс. *гс*, при этом падение напряжения на дросселе

$$U_{д.мин} = 4,44f \cdot 2w_д S_{ст} B_к \cdot 10^{-8} =$$
$$= 4,44 \cdot 500 \cdot 2 \cdot 50 \cdot 4,5 \cdot 3 \cdot 10^3 \cdot 10^{-8} = 30 \text{ в}.$$

Полное сопротивление обмотки дросселя

$$Z_д = \frac{U_{д.мин}}{I_{1н}} = \frac{30}{9,5} = 3,15 \text{ ом}.$$

Выбор $B_к$, определение $U_{д.мин}$, $Z_д$ сделаны ориентировочно. Значение $B_к$ может быть точно определено по кривым намагничивания (рис. 6-22).

### Отрицательная обратная связь по напряжению

Число витков обмотки напряжения $w_u = \frac{H_u l_{ср}}{I_u}$, где $l_{ср}$ — длина средней силовой линии в магнитопроводе. Принимаем, исходя из данных опыта проектирования дросселей, токи в обмотках постоянного тока $I_u = I_i = 3a$ и напряженность магнитного поля $H_u = 20$ *а/см*. Ориентировочная длина средней силовой линии в магнитопроводе $l_{ср} = 28$ *мм* (с последующим уточнением по габаритам стального сердечника). Тогда

$$w_u = \frac{20 \cdot 28}{3} = 185 \text{ витков}.$$

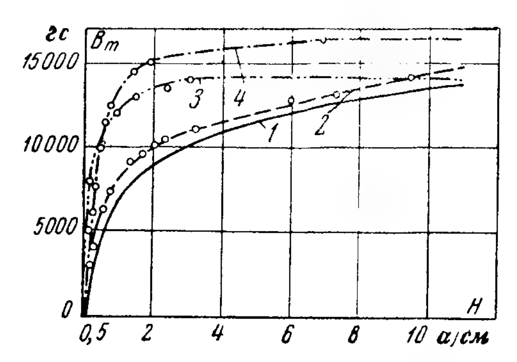



Рис. 6-22. Основные кривые намагничивания сталей.

1 — Э42; 2 — Э320; 3 — 50НП; 4 — ХТ18 тороидальный сердечник.

Сечение проводника (предварительно):

$$q_u = \frac{I_u}{\Delta_u} = \frac{3}{3} = 1 \text{ мм}^2.$$

Стандартный диаметр проводника $d_u = 1{,}16$ *мм*, сечение $q_u = 1{,}057$ *мм*.

Провод марки ПЭВ-2,

$$d_{u\,\text{из}} = 1{,}16 + 0{,}11 = 1{,}27 \text{ мм}, \ q_{u\,\text{из}} = 1{,}23 \text{ мм}^2.$$

Площадь в окне сердечника, занятая сечением обмотки,

$$Q_u = \frac{q_{u\,\text{из}}^2 w_u}{k_з} = \frac{(1{,}23)^2 \cdot 185}{0{,}45} = 6{,}15 \text{ см}^2,$$

где $k_з = 0{,}45$.

Коэффициент отрицательной обратной связи

$$k_{о.с} = \frac{H_u}{H_i} = \frac{20}{17} = 1{,}17,$$

$$\text{где } H_i = \frac{I_д w_д}{l_{ср}} = \frac{9{,}5 \cdot 50}{28} = 17 \ a/см.$$

Сопротивление обмотки

$$r_u = 1{,}24\rho \frac{L_{ср.u} W_u}{q_u} \frac{1{,}24}{57} \cdot \frac{48 \cdot 1{,}85 \cdot 10^{-2}}{1{,}057} = 1{,}92 \approx 2 \text{ ом}.$$

### Положительная обратная связь по току

Число витков $w_i$ токовой обмотки найдем из уравнения намагничивающих сил

$$F_д = F_i - F_u$$

или

$$I_д w_д = I_i w_i - I_u w_u.$$

Отсюда

$$\omega_i = \frac{I_1 w_{1.\text{ср}} + I_u w_u}{I_i} = \frac{9,5\cdot 50 + 3\cdot 185}{3} = 350 \text{ витков}$$

Провод тот же, что и для обмотки напряжения.

Площадь в окне сердечника, занятая сечением обмотки,

$$Q_i = \frac{q_{i\,\text{из}}^2 w_i}{k_з} = \frac{(1,23)^2\cdot 350}{0,45} = 11,7 \text{ } см^2.$$

Размеры сечения катушки: ширина 2 *см*, высота 6 *см*.
Сопротивление обмотки

$$r_i = \rho_i \frac{L_{\text{ср}} w_i}{q} = \frac{1,24}{57} = \frac{59\cdot 350\cdot 10^{-2}}{1,057} = 4,5 \text{ } ом,$$

где $L_{\text{ср}} = 59$ *см* — средняя длина витка.

Общая площадь в окне дросселя, занятая обмоткой,

$$\Sigma Q = Q_д + Q_u + Q_i = 5,3 + 6,15 + 11,7 = 23,15 \text{ } см^2.$$

Площадь окна дросселя

$$S_{\text{о.д}} = 7\cdot 4 = 28 \text{ } см^2.$$

Конструкция и основные размеры спроектированного дросселя для электрошпинделя ЭШ-24/2 показаны на рис. 6-23 *.

**Расчет силового трансформатора для обратной связи по току.**

Частота $f = 500$ *гц*; сталь Э41, толщина $\Delta_c = 0,35$ *мм*.

Постоянный ток в токовой обмотке дросселя $I_i = 3$ *а*. Ток во вторичной обмотке трансформатора (эффективное значение переменного тока)

$$I_{2i} = \frac{I_i}{k_i} = \frac{3}{1,227} = 2,45 \text{ } а,$$

где $k_i = 1,227$ — отношение среднего значения выпрямленного тока к действующему значению переменного тока. Коэффициент трансформации

$$k_{\text{т}i} = \frac{I_{1\text{н}i}}{I_{2i}} = \frac{9,5}{2,45} = 3,88.$$

Сопротивление селеновых вентилей (две шайбы)

$$r_{\text{сел}} = \frac{kR_д n_i}{m_i} = \frac{1,87\cdot 2}{1} = 1,87\cdot 2 = 3,74 \text{ } ом;$$

здесь

$$k = \frac{k_н}{k_i} = \frac{2,3}{1,227} = 1,87,$$

где $k_н = 2,3$ — отношение среднего значения выпрямленного напряжения к действующему значению фазного напряжения.

---

* В разработке конструкции управляющих дросселей принимал участие сотрудник ВНИПП Новиков И. Б.

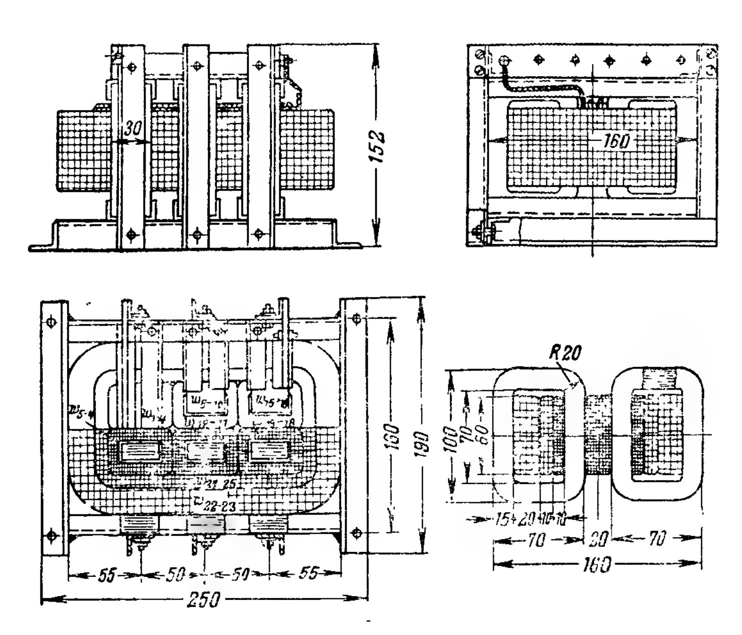



Рис. 6-23. Конструкция управляющего дросселя для электрошпинделя ЭШ-24/2.

Сопротивление нагрузки трансформатора тока

$$r_{\text{н}i} = r_i + r_{\text{сел}} = 4{,}5 + 3{,}74 = 8{,}24 \ \textit{ом}.$$

Мощность нагрузки

$$P_i = I_i^2 r_{\text{н}i} = 3^2 \cdot 8{,}24 = 74 \ \textit{вт}.$$

Фазное напряжение вторичной обмотки трансформатора

$$U_{2\text{ф}} = \frac{U_{\text{н}i}}{k} = \frac{I_i r_{\text{н}i}}{k} = \frac{3 \cdot 8{,}24}{2{,}3} = 11 \ \textit{в}.$$

Число витков вторичной обмотки

$$w_{2i} = \frac{11 \cdot 10^8}{4{,}44 \cdot 500 \cdot 3\,350 \cdot 1{,}5} = 85 \text{ витков.}$$

Здесь принято: сечение стального сердечника $S_{\text{ст}i} = 1 \times 1{,}5 = 1{,}5$ *см*$^2$; индукция в стальном сердечнике при частоте 500 *гц*; $B_{\text{ст}i} = 3\,350$ *гс*.

Число витков первичной обмотки

$$w_{1i} = \frac{w_{2i}}{k_{\text{т}i}} = \frac{85}{3{,}88} = 22.$$

### Первичная обмотка

Ток $I_1 = 9{,}5$ *а*; диаметр проводника $d_{1i} = 2{,}1$ *мм*; $d_{1iиз} = 2{,}23$ *мм*; площадь сечения первичной обмотки

$$Q_{1i} = \frac{[illegible]}{k_з} = \frac{[illegible]}{0{,}45} = 1{,}95 \ см^2.$$

### Вторичная обмотка

Ток $I_{2i} = 2{,}5$ *а*; диаметр проводника $d_{2i} = 1{,}16$ *мм*, $d_{2iиз} = 1{,}27$ *мм*; площадь сечения обмотки

$$Q_{2i} = \frac{1{,}27^2 w_2}{k_з} = \frac{1{,}6 \cdot 85}{0{,}45} = 3 \ см^2.$$

Площадь окна трансформатора, заполненная обмотками,

$$\Sigma Q = Q_{1i} + Q_{2i} = 1{,}95 + 3 = 4{,}95 \ см^2.$$

Площадь окна трансформатора (предварительно)

$$Q_о = 2\,(Q_{1i} + Q_{2i}) = 2 \cdot 4{,}95 = 9{,}9 \ см^2.$$

Принимаем площадь окна трансформатора

$$Q_о = 2 \times 5 = 10 \ см^2.$$

## Расчет силового трансформатора для обратной связи по напряжению

Сопротивление селенового выпрямителя определяется для двух последовательно включенных селеновых шайб в плече выпрямительного моста ($n_i = 2$)

$$r_{селu} = \frac{k n_i}{m_i} = \frac{1{,}87 \cdot 2}{1} = 3{,}74 \ ом.$$

Сопротивление нагрузки

$$r_{нu} = r_u + r_{селu} = 2 + 3{,}74 = 5{,}74 \ ом.$$

Мощность нагрузки

$$P_u = I_u^2 r_{нu} = 3^2 \cdot 5{,}74 = 51{,}6 \ вт.$$

Напряжение вторичной обмотки

$$U_{2фu} = \frac{I_u r_{нu}}{k_н} = \frac{3 \cdot 5{,}74}{2{,}3} = 7{,}45 \ в.$$

Сечение стального сердечника

$$Q_{сu} = 1 \cdot 2 = 2 \ см^2.$$

Число витков первичной обмотки $w_{1u}$ определяем, исходя из наибольшего напряжения при соединении первичной обмотки треугольником и наибольшей скорости и мощности ($U_{1\Delta} = 220$ *в*)

$$w_{1u} = \frac{220 \cdot 10^8}{4{,}44 \cdot 500 \cdot 4\,500 \cdot 2} = 1\,100 \text{ витков},$$

где принято $B_m = 4\,500$ *гс*.

Для определения коэффициента трансформации примем наименьшее напряжение на первичной обмотке двигателя

$$U_1 = 0{,}5U_{1н} = 0{,}5 \cdot 220 = 110 \ \textit{в}.$$

При этом коэффициент трансформации

$$k_u = \frac{U_1}{U_2} = \frac{110}{7{,}45} = 15.$$

Число витков вторичной обмотки

$$w_{2u} = \frac{w_{1u}}{k_u} = \frac{1\,100}{15} = 73.$$

Принимаем $w_{2u} = 75$.

Первичная обмотка

Ток в первичной обмотке

$$I_{1u} = 1{,}1 \frac{I_{2u}}{k_u} = 1{,}1 \frac{2{,}5}{15} = 0{,}184 \ \textit{а}.$$

Сечение проводника первичной обмотки

$$q_{1u} = \frac{I_{1u}}{\Delta_u} = \frac{0{,}184}{3} = 0{,}0615 \ \textit{мм}^2.$$

Диаметр и сечение проводника

$$d_{1u} = 0{,}29 \ \textit{мм}; \ q_{1u} = 0{,}066 \ \textit{мм}^2.$$

Марка провода ПЭВ-2; $d_{1uиз} = 0{,}33$ *мм*.

Площадь в окне дросселя, занимаемая обмоткой,

$$Q_{1u} = \frac{0{,}33^2 \cdot 1\,100 \cdot 10^{-2}}{0{,}45} = 2{,}1 \ \textit{см}^2.$$

Вторичная обмотка

Диаметр изолированного провода вторичной обмотки

$$d_{2uиз} = 1{,}27 \ \textit{мм}.$$

Сечение катушечной стороны

$$Q_{2u} = \frac{1{,}27^2 \cdot 75 \cdot 10^{-2}}{0{,}45} = 2{,}65 \ \textit{см}^2.$$

Суммарная площадь окна дросселя, занятая обмотками

$$\Sigma Q = Q_{1u} + Q_{2u} = 2{,}1 + 2{,}65 = 4{,}75 \ \textit{см}^2.$$

Площадь окна трансформатора (предварительно)

$$Q_{0u} = 2 \cdot 4{,}75 = 9{,}5 \ \textit{см}^2.$$

Принимаем площадь окна трансформатора

$$Q_{0u} = 2 \cdot 5 = 10 \ \textit{см}^2.$$

**2) Электрошпиндель ЭШ-48/0,8.**

Диапазон регулирования скорости вращения $(48-72)10^3$ *об/мин*.

Частота $f_1=1\,200$ *гц* = пост.

Число фаз $m_1=3$.

Напряжение 220 *в*.

Соединение первичной обмотки двигателя Y.

Ротор имеет латунную к. з. обмотку.

Регулирование скорости производится управляющим дросселем.

Мощность двигателя $P=0{,}8$ *квт*.

Питание от индукторного генератора ГИС с номинальной частотой 1 200 *гц*.

### Дроссель

Соединение обмоток переменного тока дросселя параллельное (рис. 6-24). При выпрямлении тока будут возникать четные гармоники тока; благодаря параллельному соединению обмоток они не

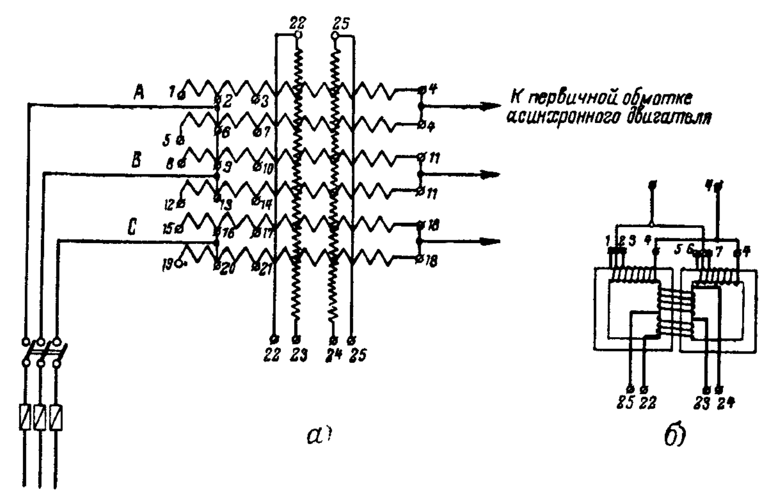


Рис. 6-24. Управляющий дроссель на частоту 1 200 *гц*.

*а* — схема соединения обмоток; *б* — схема расположения обмоток на сердечнике.

будут проходить в обмотку двигателя. Принято падение напряжения на дросселе при отсутствии подмагничивания $U_д=150$ *в*; амплитуда переменной составляющей индукции $B_{0m}=12\,000$ *гс*.

При этом сечение стального сердечника дросселя $S_{ст}=1\cdot 2{,}5=2{,}5$ *см²*.

Число витков на одном сердечнике

$$w_{д\ ср}=90.$$

Диаметр провода $d/d_{из}=0{,}93/1{,}12$ *мм*; марка провода ПЭВ-2.

Отпайки от обмотки для настройки дросселя предусмотрены после 90, 75, 60 витков.

### Обмотки управления дросселя

Принимаем ток $I_u = I_i = 1$ *а*.

Число витков обмоток: обратной связи по напряжению $w_u = 225$; обратной связи по току $w_i = 350$.

Провод марки ПЭВ-2, диаметр $d/d_{из} = \frac{0,69}{0,77}$ *мм* (один и тот же для обеих обмоток).

Сопротивления обмоток дросселя на отдельных участках при $t = 20°$ С (рис. 6-23)

$$r_д = 1,21 \text{ ом} = r_{14};$$

$$r_i = 8,4 \text{ ом} = r_{22-23};$$

$$r_u = 4,85 \text{ ом} = r_{24-25}.$$

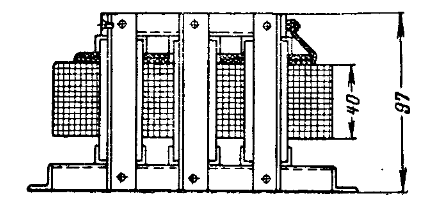
Вентили включены по трехфазной схеме А. Н. Ларионова, по две селеновые шайбы в плече.

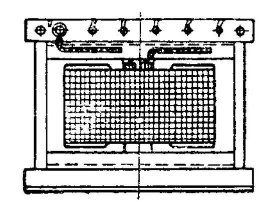
Амплитуда переменной составляющей индукции при подмагничивании постоянным током дросселя уменьшается в 5 раз. При этом падение напряжеиия на дросселе составляет $U_{д.мин} = 20$ *в*.

Индуктивное сопротивление $x_д = 10$ *ом*.

### Трансформатор тока

Мощность нагрузки $P_i = 12$ *вт*. Принимаем индукцию в стальном сердечнике $B_i = 2\,500$ *гс*, сечение стального сердечника $S_c = 1 \cdot 1 =$



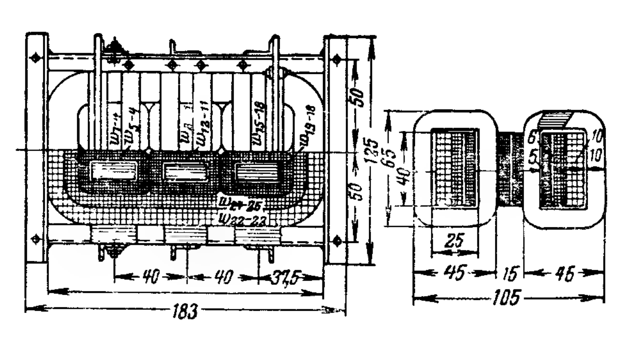



Рис. 6-25. Конструкция управляющего дросселя для электрошпинделя ЭШ-48/0,8.

$=1$ *см*², напряжение вторичной обмотки $U_{2i}=5{,}3$ *в*, токи в обмотках $I_{1i}=2$ *а*, $I_{2i}=0{,}8$ *а*. Число витков первичной обмотки $w_{1i}=22$; провод ПЭВ-2, диаметр $d/d_{из}=0{,}93/1{,}02$ *мм*. Число витков вторичной обмотки $w_2=10$; провод ПЭВ-2, диаметр $d/d_{из}=\frac{0{,}59}{[illegible]}$ [illegible]

### Трансформатор напряжения

Мощность нагрузки трансформатора $P_u=8{,}5$ *вт*, напряжение $U_{1мин}=120$ *в*, коэффициент трансформации $k_u=30$.

Первичная обмотка: число витков $w_{1u}=900$, ток $I_{1u}=0{,}03$ *а*; провод ПЭВ-2, $d=0{,}15$ *мм*.

Вторичная обмотка: напряжение $U_{2u}=4$ *в*; число витков $w_{2u}=30$; ток $d/d_{из}=0{,}8$ *а*; провод ПЭВ-2, $d/d_{из}=0{,}59/0{,}67$ *мм*; сечение стального сердечника $S_c=1\cdot 1{,}5=1{,}5$ *см*².

Конструкция и основные размеры дросселя для электрошпинделя ЭШ-48/0,8 показаны на рис. 6-25.

## 6-5. СПОСОБЫ ПУСКА И ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО ТОРМОЖЕНИЯ СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

### а) Пуск

Время разгона двигателя до номинальной скорости вращения зависит от способа его пуска. Желательно, чтобы время пуска и остановки сверхвысокоскоростного двигателя было незначительным, так как при этом увеличивается производительность шлифовального станка.

Рассмотрим пуск электрошпинделя на шарикоподшипниковых опорах, схема общего питания которого показана на рис. 6-26. Прежде чем подать питание на двигатель, необходимо предварительно обеспечить смазку шарикоподшипников масляным туманом. Для этого следует обеспечить подачу воздуха, который, пройдя осушитель, попадает в распылитель масла. Масляный туман, образовавшийся в распылителе, следует пустить через вентиль в туманопровод, по которому он попадет к шарикоподшипникам. Необходимо далее убедиться в образовании масляного тумана, наблюдая в смотровое окно маслораспылителя, а также по движению тумана в хлорвиниловом прозрачном шланге; о том, что масляный туман проходит через подшипники, можно судить по небольшому количеству его, выделяющемуся от двигателя. Давление масляного тумана должно быть порядка (0,25—0,5) *ат*. Затем следует подать воду в систему охлаждения двигателя. Водяное давление выбирается порядка (0,3—0,8) *ат*. Обеспечив подвод масля-

ного тумана и охлаждающей воды, можно включить питание сверхвысокоскоростного двигателя.

Наиболее плавный и безопасный для двигателя способ пуска — это частотный пуск путем плавного изменения частоты питающего генератора. Такой пуск возможен, например, при наличии клиноременного вариатора, описанного выше, а также приводного двигателя постоянного тока или статического преобразователя частоты. Как было указано в § 6-2, находящиеся в эксплуатации на внутришлифовальных станках элек-

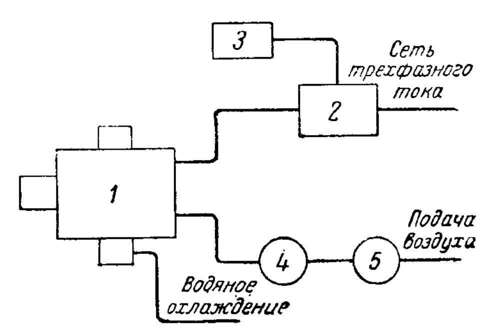



Рис. 6-26. Принципиальная схема общего питания сверхвысокоскоростного электрошпинделя.

*1* — электрошпиндель; *2* — генератор или преобразователь частоты; *3* — выпрямитель; *4* — маслораспылитель; *5* — осушитель воздуха.

трошпиндели питаются от электромашинных вращающихся преобразовательных установок, в которых приводным двигателем чаще всего является асинхронный двигатель. Из опытных данных известно, что если двигатель при предварительных испытаниях прошел длительную обкатку прецизионных шарикоподшипников, начиная с наименьшей скорости вращения до номинальной, то его можно включать непосредственно на номинальные напряжение и частоту. При этом срыва поверхностей шариков не происходит, так как ускорения и усилия в точках касания шариков, как показали расчеты, являются вполне допустимыми. Шарикоподшипники полностью сохраняют свою работоспособность. Срок службы шарикоподшипников при таком пуске двигателя такой же, как при частотном пуске. При до-

статочном запасе механической прочности ротора не происходит разбалансировки ротора или разрыва бандажных торцовых колец.

Общий вид питающего электрошпиндель преобразовательного агрегата с клиноременной связью генератора с приводным двигателем показан на рис. 6-16, а агрегата с обычной ременной связью генератора с приводным двигателем — на рис. 6-27.

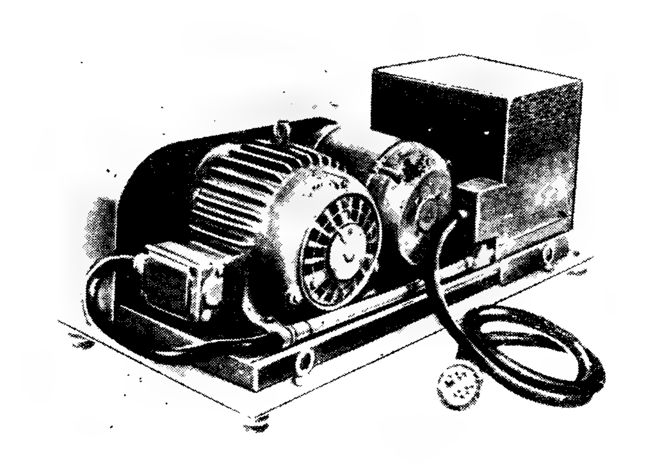


Рис. 6-27. Общий вид вращающегося преобразовательного агрегата, в котором приводной двигатель соединен с генератором ременной передачей.

Возбуждение высокочастотного синхронного электромашинного генератора, как указывалось, осуществляется через полупроводниковые выпрямители от сети переменного тока частотой 50 *гц*. Включение питания электрошпинделя осуществляется после того, как преобразовательный агрегат приводится во вращение и на питающий генератор подается возбуждение.

Время пуска сверхвысокоскоростных электрошпинделей при их включении на номинальные напряжение и частоту без момента сопротивления на валу (холостой ход) приведены в табл. 6-5.

Как видно из табл. 6-5, время пуска электродвигателей незначительно.

Таблица 6-5

| Тип электрошпинделя | ЭШ-12 | ЭШ-36/2,5 | ЭШ-48/0,8 | ЭШ-60,0,05 | ЭШ-120,0,1 |
|---|---|---|---|---|---|
| Время пуска, *сек* . | 2,5 | 11 | 8 | 6 | 20 |
| Напряжение при $s=1$, *в* . . . . . | $U_{1н}$ | $0,8U_{1н}$ | $0,8U_{1н}$ | $U_{1н}$ | $0,5U_{1н}$ |

В отдельных случаях целесообразно осуществлять пуск сверхвысокоскоростного двигателя, присоединив его вначале к неподвижному генератору с постоянным возбуждением и затем подав питание на приводной асинхронный двигатель преобразовательного агрегата. По мере разгона преобразовательной установки увеличиваются напряжение и частота генератора, возрастает скорость сверхвысокоскоростного двигателя. Получается своеобразный частотный пуск двигателя. Пуск в этом случае происходит легко и быстро. Такой способ пуска особенно следует рекомендовать для двигателей сравнительно большой или соизмеримой с генератором мощности, когда при пуске происходит значительное падение напряжения и время пуска затягивается.

Процесс и время пуска определяются пусковыми характеристиками двигателя. Величина пускового момента должна быть такой, при которой разгон двигателя до скорости холостого хода происходит в течение незначительного времени.

В табл. 6-6 приведены значения $I_к$ и $\frac{M_п}{M_н}$ для электрошпинделя на 144 тыс. *об/мин*, которые получены по значениям параметров, данным в табл. 2-2 для двух значений толщины мостика $h_4$ над пазом ротора и двух значений чисел витков первичной обмотки.

Построенный электрошпиндель на 120—144 тыс. *об/мин* имеет к. з. алюминиевую обмотку, расположенную в закрытых пазах. Толщина стальной перемычки над пазом ротора $h_4=0,3$ *мм*.

Электрошпиндели имеют хорошие пусковые и рабочие характеристики. Например, электрошпиндель на 12 тыс. *об/мин* имеет время пуска, равное 2,5 *сек*; пуск электрошпинделя на 60 тыс. *об/мин* заканчивается за 6 *сек*.

Таблица 6-6

**Начальный пусковой момент и ток электрошпинделя на 144 тыс. *об/мин*, $f = 2\,400$ *гц***

| $h_4$, *мм* | 0,3 | | 0,5 | |
|---|---|---|---|---|
| $w_1$ | 60 | 80 | 60 | 80 |
| $I_к = \frac{U}{z_к}$ *а* | 11,2 | 6,8 | 10 | 5,9 |
| $M_п/M_н$ | 0,66 | 0,815 | 0,55 | 0,6 |

Испытания показали полную возможность пуска сверхвысокоскоростных асинхронных двигателей без нагрузки на валу при номинальной частоте и напряжении.

### б) Электродинамическое торможение с помощью постоянного тока или конденсаторов в первичной обмотке

Сверхвысокоскоростные двигатели имеют очень большое время выбега (остановки). Особенно это относится к электрошпинделям, которые после отключения от источника питания имеют значительный выбег без нагрузки на валу. Большое время остановки сокращает полезное время работы внутришлифовального станка. Иногда рабочий с целью сокращения времени остановки двигателя касается посторонним предметом шлифовального круга. Это приводит к изгибу валика, порче двигателя. Поэтому следует предусмотреть в схеме включения электрошпинделя возможность электродинамического торможения двигателя. Чаще всего динамическое торможение осуществляется следующим образом. Двигатель, отключенный от источника переменного тока, подключается к источнику постоянного тока. В таком случае ротор двигателя вращается в неподвижном магнитном поле, созданном н. с. постоянного тока. В обмотке ротора наводится э. д. с. и возникает ток. В результате взаимодействия тока с магнитным полем возникает электромагнитный генераторный момент. Такой своеобразный электромашинный генератор вращается не приводным двигателем, а за счет запасенной

кинетической энергии вращающегося ротора, которая в этом случае быстро уменьшается. Под действием тока вторичной обмотки ротор нагревается. Таким образом, при динамическом торможении запасенная кинетическая энергия ротора гасится путем преобразования в тепловую. При отсутствии момента сопротивления на валу в случае неизменных сопротивлений обмоток время торможения

$$t \approx T\left(\frac{s_0^2 - s^2}{4s_m}\right), \tag{6-12}$$

где $T = \frac{J\Omega_0}{M_т}$ — постоянная времени торможения;

$J$ — приведенное значение момента инерции вращающихся масс;

$\Omega_0$ — начальная угловая скорость вращения;

$M_т$ — максимальное значение тормозного момента;

$s_0$, $s_m$, $s$ — начальное, „критическое" и текущее значения скольжения.

При таком способе торможения необходим весьма большой постоянный ток, что является его недостатком.

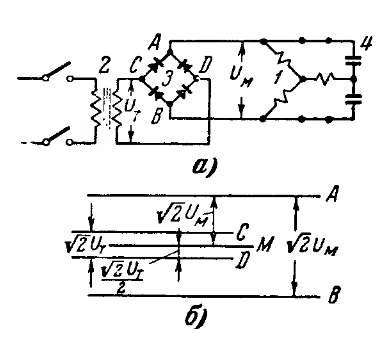



Рис. 6-28. Схема электродинамического торможения асинхронного двигателя с отключением первичной обмотки от сети переменного тока и включением ее на конденсаторы и питание постоянным током (*а*);

*1* — первичная (статорная) обмотка двигателя; *2* — трансформатор; *3* — выпрямители; *4* — конденсатор; напряжение на отдельных участках схемы (*б*).

В последнее время проведены исследования по динамическому торможению асинхронных двигателей путем включения в первичную обмотку конденсаторов. Отключенную от источника переменного тока обмотку статора включают на конденсаторы и присоединяют к внешнему источнику постоянного тока (рис. 6-28). Рассмотрим вначале схему при отсутствии внешнего источника тока. Благодаря полю остаточного магнетизма происходит самовозбуждение машины. Под действием намагничивающего переменного тока, проходящего в цепи конденсато-

ров 4 и первичной обмотке 1, в последней возникает напряжение.

С уменьшением скорости при самовозбуждении машины падают напряжение и частота, уменьшается постоянный ток, поступающий в обмотку статора через вентили, снижается электромагнитный тормозной момент, обусловленный взаимодействием неподвижного поля с токами, возникающими в роторе.

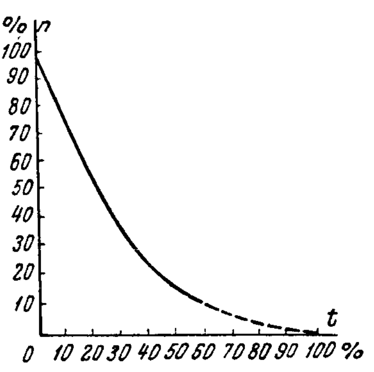



Рис. 6-29. Зависимость скорости вращения ротора $n$ от времени $t$ в процессе динамического торможения двигателя при наличии конденсаторов в цепи первичной обмотки.

При соответствующем выборе конденсаторов можно погасить кинетическую энергию вращающегося ротора настолько, что его скорость вращения составит всего (20—10) % номинальной скорости (рис. 6-29). При такой скорости величина емкостного сопротивления $x_c = \frac{1}{\omega C}$ становится больше индуктивного сопротивления двигателя и самовозбуждение не может поддерживаться. Дальнейшее динамическое торможение можно осуществить подключением обмотки статора через вентили и трансформатор 2 к внешнему источнику тока. В последнем случае величина постоянного тока мала (меньше 0,5 $I_{1н}$). При расчете выпрямителя 3 необходимо учитывать, что к нему одновременно присоединяются два источника напряжения: один — вторичная обмотка трансформатора, подключенного к сети переменного тока; второй — напряжение обмотки статора, обусловленное емкостным самовозбуждением двигателя. Выпрямленный ток (от источников переменного напряжения разной частоты) поступает в первичную (статорную) обмотку двигателя и создает неподвижное в пространстве магнитное поле, в котором вращается ротор. Распределение напряжений на отдельных узлах схемы показано на рис. 6-28,б. Обычно напряжение $U_м$ значительно больше напряжения $U_т$. Отношение этих напряжений может изменяться от 4 : 1 до 10 : 1. Макси-

мальная разность потенциалов между точками $A$, $D$ и $B$, $C$ равна

$$\frac{\sqrt{2}U_м}{2} + \frac{\sqrt{2}U_т}{2}, \qquad (6\text{-}13)$$

а между точками $A$, $C$ и $B$, $D$ составляет

$$\frac{U_м - U_т}{\sqrt{2}}. \qquad (6\text{-}14)$$

Максимальное обратное напряжение на каждом плече выпрямителя

$$\frac{U_м + U_т}{\sqrt{2}}. \qquad (6\text{-}15)$$

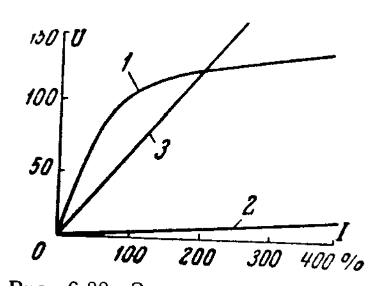



Рис. 6-30. Зависимость напряжений от тока первичной обмотки при динамическом торможении по схеме рис. 6-28.

1 — кривая намагничивания двигателя; 2 — напряжение на конденсаторах; 3 — напряжение на конденсаторах при емкостях, вызывающих напряжение больше номинального.

Кривые зависимости напряжений от намагничивающего тока построены на рис. 6-30.

Определяющее влияние на время торможения оказывает емкость конденсаторов. Наименьшая величина емкости $C$, которую следует выбрать для динамического торможения, может быть найдена согласно схеме замещения из соотношения

$$\frac{x_c}{f^2} = x_1 + x_м, \qquad (6\text{-}16)$$

а наибольшая величина емкости из выражения

$$\frac{x_c}{f^2} = x_1 + \frac{x_2'}{1 + \frac{x_2'}{x_м}}, \qquad (6\text{-}17)$$

где

$$f = \frac{f_1}{f_{1н}};$$

$$x_c = \frac{1}{\omega_1 C}.$$

Следует выбрать такую величину емкости, которая соответствует частоте $f$ при таком низком значении ско-

рости вращения, при котором можно еще обеспечить самовозбуждение. Параметры двигателя при торможении не остаются постоянными, так как напряжение и ток при самовозбуждении непрерывно меняются.

Наибольший тормозной момент создается при наибольшей скорости. Его значение можно определить по полному времени остановки и наклону кривой $n=f(t)$ (рис. 6-29).

Что касается торможения противовключением, то для сверхвысокоскоростных двигателей оно опасно, так как в результате возникающих больших механических нагрузок может произойти поломка ротора микродвигателя.

## *ГЛАВА СЕДЬМАЯ*

# ПРИМЕР РАСЧЕТА СВЕРХВЫСОКОСКОРОСТНОГО АСИНХРОННОГО ТРЕХФАЗНОГО ЭЛЕКТРОШПИНДЕЛЯ

В данной главе при расчете сверхвысокоскоростного электродвигателя используется вышеизложенный метод расчета, а также используются методики расчета, имеющиеся в книгах по проектированию электрических машин общего применения [Л. III-2, Л. III-16].

### Проектное задание

1. Номинальные данные:
полезная мощность $P_{2н}=0{,}1$ *квт*;
скорость вращения (синхронная) $n_1=150$ тыс. *об/мин*;
частота тока $f_1=2\,500$ *гц*;
напряжение $U_1=220$ *в*;
число фаз $m_1=3$.
2. Опоры — шариковые подшипники.
3. Исполнение закрытое.
4. Охлаждение водяное.
5. Источник питания — электромашинный индукторный генератор $P=1$ *квт*, $U_1=230$ *в*, $f_1=2\,500$ *гц*.

Расчет следует провести для двух вариантов исполнения короткозамкнутой обмотки ротора: *1* — с алюминиевой обмоткой; *2* — с латунной обмоткой [1].

[1] В выполнении примера расчета принимал участие инженер Г. С. Мебель.

## 1. Главные размеры

Число пар полюсов

$$p=\frac{f_1\cdot 60}{n_1}=\frac{2\,500\cdot 60}{150\,000}=1.$$

На основании технических данных изготовленных сверхвысокоскоростных асинхронных электродвигателей предварительно задаемся величинами к. п. д., коэффициента мощности и коэффициента $k_e$:

$$\eta_{н}=0{,}25;\ \cos\varphi_{н}=0{,}75;\ k_e=0{,}98.$$

Расчетная мощность

$$P'_1=\frac{k_e P_{2н}}{\eta_{н}\cos\varphi_{н}}=\frac{0{,}98\cdot 0{,}1}{0{,}25\cdot 0{,}75}=0{,}524\ \textit{ква}.$$

Ротор выполняем шихтованным из стали Э41 толщиной 0,35 *мм*, предел текучести которой $\sigma_s=47$ *кг/мм²*.

Линейная скорость, при которой будет превышен предел текучести стали ротора,

$$v=\sqrt{\frac{\sigma_s g}{\gamma}}=\sqrt{\frac{47\cdot 100\cdot 981}{7{,}55\cdot 10^{-3}}}=24\,700\ \textit{см/сек}=247\ \textit{м/сек}.$$

Предварительно принимаем $s_{н}=3\%$, тогда

$$n_2=n_1(1-s_{н})=150\,000(1-0{,}03)=145\,500\ \textit{об/мин}.$$

Принимаем диаметр расточки статора $D=2{,}5$ *см*.

Внешний диаметр пакета ротора

$$D_2=D-2\delta=2{,}5-2\cdot 0{,}02=2{,}46\ \textit{см}.$$

Воздушный зазор принят равным $\delta=0{,}2$ *мм* (см. § 1-3).

Линейная скорость на поверхности ротора

$$v_2=\frac{\pi D_2 n_2}{60}=\frac{\pi\cdot 2{,}46\cdot 145\,500\cdot 10^{-2}}{60}=187\ \textit{м/сек}.$$

Коэффициент запаса по пределу текучести для электротехнической стали:

$$k_з=\frac{\sigma_s g}{v_2^2\gamma}=\frac{47\cdot 10^{-2}\cdot 981}{187^2\cdot 7{,}55\cdot 10^{-3}}=1{,}76.$$

Предел текучести сплава алюминия, применяемого для заливки пазов ротора, $\sigma_s=20$ *кг/мм²*; удельный вес

$$\gamma=2{,}8\cdot 10^{-3}\ \textit{кг/см}^3.$$

Коэффициент запаса по пределу текучести материала обмотки ротора

$$k_з = \frac{\sigma_s g}{v_2^2 \gamma} = \frac{20 \cdot 10^{-2} \cdot 981}{187^2 \cdot 2,7 \cdot 10^{-6}} = 2,08.$$

Полюсное деление

$$\tau = \frac{\pi D}{2p} = \frac{\pi \cdot 2,5}{2} = 3,92 \text{ см}.$$

Используя опыт ВНИПП по проектированию электрошпинделей, принимаем при $f_1 = 2\,400$ *гц*, индукцию в воздушном зазоре $B_\delta = 3\,000$ *гц* и линейную нагрузку для закрытой конструкции двигателя $A = 85$ *а/см* (рис. 1-8, 1-9).

Расчетная длина пакета статора

$$l_\delta = \frac{6,1 \cdot 10^{11} \cdot P'}{\alpha_\delta k_B k_{01} B_\delta A D^2 n_1} =$$

$$= \frac{6,1 \cdot 10^{11} \cdot 0,524}{0,66 \cdot 1,1 \cdot 0,92 \cdot 3\,000 \cdot 85 \cdot 2,5^2 \cdot 150\,000} = 2 \text{ см},$$

где предварительно выбрано для коэффициента насыщения $k_z = 1,1$; коэффициент полюсного перекрытия $\alpha_\delta = 0,66$; коэффициент формы кривой поля $k_b = 1,1$.

Выбираем двухслойную петлевую обмотку; обмоточный коэффициент $k_{01} = 0,92$.

Принимаем, что в двигателе нет вентиляционных радиальных каналов, поэтому действительная длина пакета статора равна расчетной длине:

$$l_1 = l_\delta = 2 \text{ см}.$$

Отношение

$$\lambda = \frac{l_\delta}{D} = \frac{2}{2,5} = 0,8.$$

Полученное значение $\lambda$ соответствует достаточно экономичным машинам.

### 2. Обмотка, пазы и ярмо статора

Число пазов на полюс и фазу

$$q_1 = 2.$$

Общее число пазов статора

$$z_1 = 6pq_1 = 6 \cdot 1 \cdot 2 = 12.$$

Зубцовое деление статора

$$t_1=\frac{\pi D}{z_1}=\frac{\pi\cdot 2{,}5}{12}=0{,}655\ см.$$

Номинальный ток

$$I_{1н}=\frac{P_{2н}}{m_1 U_1 \eta_н \cos\varphi_н}=\frac{100}{3\cdot 127\cdot 0{,}25\cdot 0{,}75}=1{,}4\ а.$$

Число эффективных проводников на паз при числе параллельных ветвей $a_1=1$:

$$N_п=\frac{At_1a_1}{I_{1н}}=\frac{85\cdot 0{,}655\cdot 1}{1{,}4}=40.$$

Число элементарных проводников в одном эффективном

$$n_{эл}=2.$$

Учитывая, что проектируемая машина имеет водяное охлаждение статора, принимаем плотность тока в обмотке статора

$$\Delta_{i1}=9{,}3\ а/мм^2.$$

Сечение проводника (предварительно)

$$S'_{i1}=\frac{I_{1н}}{a_1 n_{эл}\Delta_{i1}}=\frac{1{,}4}{1\cdot 2\cdot 9{,}3}=0{,}0753\ мм^2$$

Выбираем провод марки ПЭВ-2:

$$d/d_{из}=0{,}31/0{,}37\ мм\quad S_{i1}=0{,}0755\ мм^2.$$

Изоляция паза — электрокартон и лакоткань.

Плотность тока в проводнике

$$\Delta_{i1}=\frac{I_{1н}}{a_1 n_{эл} S_{i1}}=\frac{1{,}4}{1\cdot 2\cdot 0{,}0755}=9{,}28\ а/мм^2.$$

Пластины пакета статора с полузакрытыми пазами (рис. 7-1); обмотка всыпная, состоящая из мягких секций, выполняемых из проводников круглого сечения.

Общее число проводников в пазу

$$n_п=N_п n_{эл}=40\cdot 2=80.$$

Площадь, занимаемая изолированными проводниками,

$$n_п d_{из}^2=80\cdot 0{,}37^2=11\ мм^2.$$

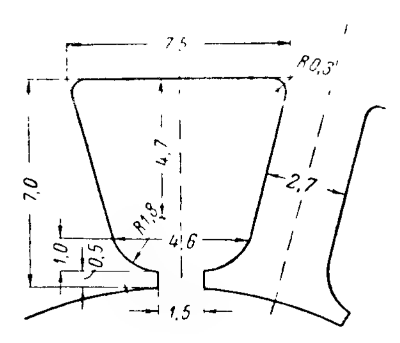



Рис. 7-1. Паз статора.

При коэффициенте заполнения паза $k_з = 0{,}4$ площадь паза без изоляции

$$S_п = \frac{n_п d_{из}^2}{k_з} = \frac{11}{0{,}4} = 27{,}5 \ мм^2.$$

**Спецификация паза**

| Наименование материала | Размеры, *мм* |
|---|---|
| Провод марки ПЭВ-2 . . . . . . | $d/d_{из} = 0{,}31/0{,}37$ |
| Лакоткань . . . . . . . . . . . | 0,1 |
| Электрокартон . . . . . . . . . | 0,15 |
| Клин буковый (промасленный) . . | 1,3 |

Толщина изоляции по ширине паза на две стороны $2(0{,}1 + 0{,}15) = 0{,}5$ *мм*.

Клин изготовляется фасонным; он полностью закрывает щель паза, что уменьшает завихрения воздуха.

Число последовательно соединенных витков фазы

$$w_1 = pq_1 \frac{N_п}{a_1} = 1 \cdot 2 \frac{40}{1} = 80.$$

Выбираем петлевую двухслойную обмотку с укорочением шага, что позволяет улучшить форму кривой поля, а следовательно, уменьшить рассеяние и добавочные потери.

Шаг обмотки

$$y = 0{,}8\,\tau = 0{,}8 \cdot 3\,q_1 = 0{,}8 \cdot 6 = 4{,}8.$$

Выбираем

$$y = 5\,(1 \to 6).$$

Шаг обмотки в долях от полюсного деления

$$\beta = \frac{y}{\tau} = \frac{5}{6} = 0{,}833.$$

Обмоточные коэффициенты по первой гармонике (3-9), (3-10) равны:

$$k_{p1} = 0{,}967;$$

$$k_{y1} = 0{,}966;$$

$$k_{o1} = 0{,}934.$$

Магнитный поток в воздушном зазоре

$$\Phi = \frac{k_e U_1 \cdot 10^8}{4 k_s f_1 w_1 k_{o1}} = \frac{0{,}98 \cdot 127 \cdot 10^8}{4 \cdot 1{,}1 \cdot 2\,500 \cdot 80 \cdot 0{,}934} = 1{,}52 \cdot 10^4 \text{ мкс}.$$

Индукция в воздушном зазоре

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha_\delta \tau l_\delta} = \frac{1{,}52 \cdot 10^4}{0{,}66 \cdot 3{,}92 \cdot 2} = 2\,930 \text{ гс}.$$

Для статора выбрана электротехническая листовая сталь марки Э44 толщиной 0,2 *мм*. Изоляция листов — оксидная пленка. Коэффициент заполнения пакета сталью $k_c = 0{,}89$ (рис. 1-6).

Индукция в зубце статора

$$B_{z1} = \frac{B_\delta l_\delta t_1}{b_{z1} l_z k_c} = \frac{2\,930 \cdot 2 \cdot 0{,}655}{0{,}27 \cdot 2 \cdot 0{,}89} = 8\,000 \text{ гс}.$$

Внешний диаметр пакета статора

$$D_m = 50 \text{ мм}.$$

Высота спинки статора

$$h_c = \frac{D_m - D}{2} - h_{z1} = \frac{50 - 25}{2} - 7 = 5{,}5 \text{ мм}.$$

Индукция в спинке статора

$$B_c = \frac{\Phi}{2 n_c l_\delta k_c} = \frac{1{,}52 \cdot 10^4}{2 \cdot 0{,}55 \cdot 2 \cdot 0{,}89} = 7\,770 \text{ гс}.$$

Лист статора показан на рис. 7-2.

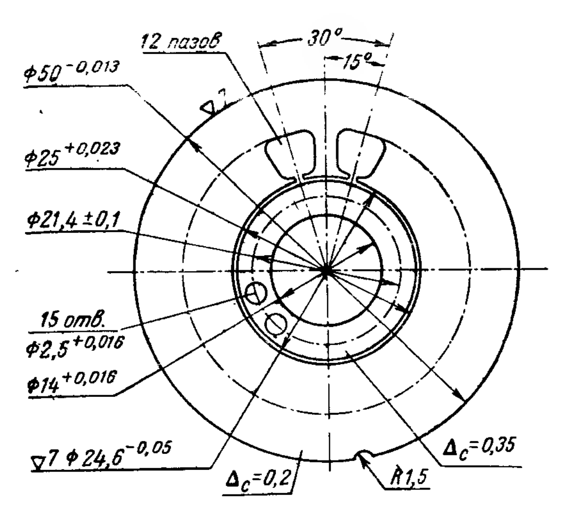



Рис. 7-2. Листы пакетов статора и ротора.

### 3а. Двигатель с алюминиевой обмоткой ротора

Пазы ротора закрытые. Число пазов $z_2 = 15$. Пазы ротора выполнены со скосом.

Зубцовое деление ротора

$$t_2 = \frac{\pi D_2}{z_2} = \frac{\pi \cdot 2,46}{15} = 0,515 \text{ см}.$$

Ток в стержне

$$I_{2н} = k_i I_{1н} \frac{6 w_1 k_{01}}{z_2} = 0,81 \cdot 1,4 \frac{6 \cdot 80 \cdot 0,934}{15} = 33,9 \ a,$$

где $k_i = 0,81$ при $\cos \varphi_н = 0,75$.

Ток в короткозамыкающем кольце

$$I_к = I_{2н} \frac{1}{2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} = 33,9 \cdot \frac{1}{0,416} = 81,5 \ a,$$

где

$$2 \sin \frac{\pi p}{z_2} = 2 \sin \frac{\pi 1}{15} = 0,416.$$

Плотность тока в стержне принимаем (предварительно) $\Delta_{i2} = 7 \ а/мм^2$.

Сечение стержня

$$S_{\text{ст}} = \frac{I_{2\text{н}}}{\Delta_{i2}} = \frac{33{,}9}{7} = 4{,}85 \ \text{мм}^2.$$

Принимаем диаметр стержня $d_{\text{ст}} = 2{,}5$ *мм*; сечение стержня $S_{i2} = 4{,}91$ *мм*$^2$.

Тогда

$$\Delta_{i2} = \frac{I_{2\text{н}}}{\pi d_{\text{ст}}^2} = \frac{33{,}9 \cdot 4}{\pi \cdot 2{,}5^2} = 6{,}9 \ a/\text{мм}^2.$$

Принимаем плотность тока в короткозамыкающем кольце (предварительно)

$$\Delta_{\text{к}} = 4{,}8 \ a/\text{мм}^2.$$

Сечение короткозамыкающего кольца

$$S_{\text{к}} = \frac{I_{\text{к}}}{\Delta_{\text{к}}} = \frac{81{,}5}{4{,}8} = 17 \ \text{мм}^2.$$

Размеры сечения короткозамыкающего кольца

$$a = 4{,}3 \ \text{мм};$$

$$b = 4 \ \text{мм};$$

$$S_{\text{к}} = ab = 4{,}3 \cdot 4 = 17{,}2 \ \text{мм}^2.$$

Плотность тока в кольце

$$\Delta_{\text{к}} = \frac{I_{\text{к}}}{S_{\text{к}}} = \frac{81{,}5}{17{,}2} = 4{,}74 \ a/\text{мм}^2.$$

Принимаем диаметр вала $d_{\text{в}} = 1{,}4$ *см*.

Высота спинки ротора

$$h_{j2} = \frac{D_2}{2} - h_{z2} = \frac{2{,}46}{2} - 0{,}25 = 0{,}98 \ \text{см}$$

(аксиальные каналы в машине отсутствуют; пакет ротора насаживается непосредственно на вал).

Лист ротора показан на рис. 7-2.

Ротор — из электротехнической стали Э41 толщиной 0,35 *мм*. Изоляция листов — оксидная пленка. Коэффициент заполнения $k_{\text{с}} = 0{,}93$ (по рис. 1-6). Длина пакета ротора $l_2' = 2{,}2$ *см*.

Индукция в спинке ротора

$$B_{j2} = \frac{\Phi}{2h_{j2}l'_2k_c} = \frac{1,52\cdot 10^4}{2\cdot 0,98\cdot 2,2\cdot 0,93} = 3\,780\ гс.$$

### 4а. Намагничивающий ток

Коэффициент воздушного зазора

$$k_{\delta 1} = \frac{t_1}{t_1 - \gamma\delta} = \frac{0,655}{0,655 - 0,02\cdot 4,5} = 1,16,$$

где

$$\gamma_1 = \frac{\left(\frac{a_c}{\delta}\right)^2}{5 + \frac{a_c}{\delta}} = \frac{\left(\frac{0,15}{0,02}\right)^2}{5 + \frac{0,15}{0,02}} = 4,5;$$

$k_{\delta 2} = 1$, так как пазы ротора закрытые;

$$k_\delta = k_{\delta 1}k_{\delta 2} = 1,16\cdot 1 = 1,16.$$

Магнитное напряжение воздушного зазора

$$F_\delta = 1,6B_\delta k_\delta\delta = 1,6\cdot 2\,930\cdot 1,16\cdot 0,02 = 109\ а.$$

Магнитное напряжение зубцов статора

$$F_{z1} = 2l_{z1}H_{z1} = 2\cdot 0,7\cdot 2,54 = 3,56\ а;$$

где

$$l_{z1} = h_{z1} = 0,7\ см.$$

При $B_{z1} = 8\,000$ *гс* по кривой намагничивания $H_{z1} = 2,54$ *а/см*.

Магнитное напряжение зубцов ротора

$$F_{z2} = 2l_{z2}H_{z2} = 2\cdot 0,25\cdot 1,7 = 0,85\ а,$$

где

$$l_{z2} = h_{z2} = 0,25\ см.$$

Ширина зубца для круглого паза ротора

$$b_{z2} = b_{z^1/_3} = \frac{\pi(D_2 - {}^1/_3d_2 - 2h_4)}{z_2} - 0,94d_2 =$$

$$= \frac{\pi(2,46 - {}^2/_3\cdot 0,25 - 2\cdot 0,05)}{15} - 0,94\cdot 0,25 = 0,225\ см.$$

Индукция в зубце

$$B_{z2} = B_{z^1/_3} = \frac{B_\delta t_2 l_\delta}{b_{z^1/_3} l'_2 k_c} = \frac{2\,930 \cdot 0,515 \cdot 2}{0,225 \cdot 2,2 \cdot 0,93} = 6\,550 \textit{ гс}.$$

При $B_{z2} = 6\,550$ *гс* по кривой намагничивания $H_{z2} = 1,7$ *а/см*.

Коэффициент насыщения зубцов

$$k_z = \frac{F_\delta + F_{z1} + F_{z2}}{F_\delta} = \frac{109 + 3,56 + 0,85}{109} = 1,04.$$

Полученное значение мало отличается от принятого вначале расчета $k_z = 1,1$, поэтому повторный расчет не требуется.

Магнитное напряжение спинки статора

$$F_{j1} = \xi H_{j1} L_{j1} = 0,61 \cdot 2,38 \cdot 7 = 10,15 \textit{ а}.$$

Коэффициентом $\xi$ учитывается неравномерное распределение магнитной индукции в спинке вдоль полюсного деления. Он может быть определен по кривой рис. 7-3 [Л. III-16].

При $B_{j1} = 7\,770$ *гс* по кривой намагничивания $H_c = 2,38$ *а/см*, $\xi = 0,61$; средняя длина индукционных линий в спинке

$$L_{j1} = \frac{\pi (D_m - h_{j1})}{2p} = \frac{\pi (5 - 0,55)}{2} = 7 \textit{ см}.$$

Магнитное напряжение спинки ротора

$$F_{j2} = H_{j2} L_{j2} = 0,94 \cdot 1,96 = 1,84 \textit{ а}.$$

При $B_р = 3\,780$ *гс* по кривой намагничивания $H_р = 0,94$ *а/см*.

Намагничивающая сила цепи (на два полюса)

$$F_{цепи} = F_\delta + F_{z1} + F_{z2} + F_{j1} + F_{j2} =$$

$$= 109,0 + 3,56 + 0,85 + 10,15 + 1,84 = 125,4 \textit{ а}.$$

Общий коэффициент насыщения

$$k_{нас} = \frac{F_{цепи}}{F_\delta} = \frac{125,4}{109} = 1,15.$$

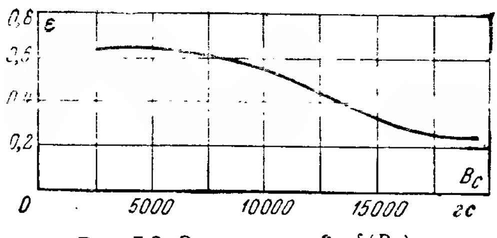



Рис. 7-3. Зависимость $\xi = f(B_c)$.

Намагничивающий ток

$$I_\mu = \frac{pF_{\text{цепи}}}{0{,}9 m_1 w_1 k_{01}} = \frac{1 \cdot 125{,}4}{0{,}9 \cdot 3 \cdot 80 \cdot 0{,}934} = 0{,}62 \ a,$$

в процентах от номинального тока

$$\frac{I_\mu}{I_\text{н}} 100 = \frac{0{,}62}{1{,}4} 100 = 44{,}3\%.$$

**5а. Параметры двигателя (для рабочего режима)**

Длина лобовой части обмотки статора

$$l_{\text{л}1} = k\tau_y + L = 4{,}18 \cdot 1{,}3 + 1{,}15 = 6{,}1 \ \text{см},$$

где средняя ширина секции

$$\tau_y = \frac{\pi (D + h_\text{п})}{2p} \beta = \frac{\pi (2{,}5 + 0{,}7)}{2} \cdot 0{,}833 = 4{,}18 \ \text{см}.$$

Длина вылета лобовой части

$$f = \frac{1}{2} \sqrt{l_{\text{л}1}^2 - \tau_y^2} \cos 30^\circ =$$

$$= \frac{1}{2} \sqrt{6{,}1^2 - 4{,}18^2}\, 0{,}865 = 1{,}9 \ \text{см}.$$

Средняя длина полувитка обмотки статора

$$l_\text{ср} = l_1 + l_{\text{л}1} = 2 + 6{,}1 = 8{,}1 \ \text{см}.$$

Сбщая длина проводников фазы обмотки статора

$$L_1 = 2 w_1 l_\text{ср} 10^{-2} = 2 \cdot 80 \cdot 8{,}1 \cdot 10^{-2} = 12{,}95 \ \text{м}.$$

Активное сопротивление обмотки статора

$$r_1 = 1{,}24\rho_{15^\circ} k_r \frac{L_1}{n_{эл} S_{i1} a_1} =$$

$$= 1{,}24 \cdot 0{,}0175 \cdot 1{,}0024 \frac{12{,}95}{2 \cdot 0{,}0755 \cdot 1} = 1{,}87 \text{ ом};$$

здесь

$$k_r = 1 + \frac{m^2 - 0{,}2}{15{,}25} \xi^4 = 1 + \frac{8^2 - 0{,}2}{15{,}25} \cdot 0{,}155^4 = 1{,}0024,$$

где $\xi = \alpha h = 0{,}5 \cdot 0{,}31 = 0{,}155$;

$$\alpha = \sqrt{\frac{nb\mu_0 \pi f}{a_п \rho}} =$$

$$= \sqrt{\frac{10 \cdot 0{,}31 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot \pi \cdot 2\,500}{5{,}7 \cdot 1{,}24 \cdot 0{,}0175}} = 0{,}5 \frac{1}{мм}$$

$$h = b = d = 3{,}1 \text{ мм};$$

число проводников по ширине паза $n = 10$;
ширина паза $a_п = 5{,}7$ *мм*;
число рядов проводников в пазу $m = 8$.
В относительных единицах

$$r^*_1 = \frac{I_{1н} r_1}{U_1} = \frac{1{,}4 \cdot 1{,}87}{127} = 0{,}0206 \text{ отн. ед.}$$

Активное сопротивление обмотки ротора по уравнению (2-41)

$$r_2 = 2{,}22 \cdot 10^{-4} + \frac{2 \cdot 0{,}123 \cdot 10^{-4}}{0{,}416^2} = 3{,}64 \cdot 10^{-4} \text{ ом},$$

где сопротивление стержня

$$r_{ст} = 1{,}24\rho_{75} \frac{l'_2 \cdot 10^{-2}}{S_{i2}} = 0{,}0496 \frac{2{,}2 \cdot 10^{-2}}{4{,}91} = 2{,}22 \cdot 10^{-4} \text{ ом}$$

(для сплава алюминия $\rho_{75} = 0{,}0496 \frac{ом \cdot мм^2}{м}$); сопротивление части короткозамыкающего кольца между соседними стержнями

$$r_к = 1{,}24\rho_{75} \frac{\pi D_к \cdot 10^{-2}}{z_2 S_к} = 0{,}0496 \frac{\pi \cdot 2{,}03 \cdot 10^{-2}}{15 \cdot 17{,}2} = 0{,}123 \cdot 10^{-4} \text{ ом},$$

$$D_к = D_2 - a = 2{,}46 - 0{,}43 = 2{,}03 \text{ см}.$$

Коэффициент приведения параметров беличьей клетки к обмотке статора

$$k_п = \frac{4m_1(w_1k_{o1})^2}{z_2} = \frac{4\cdot 3\,(80\cdot 0,934)^2}{15} = 4,46\cdot 10^3.$$

Активное сопротивление обмотки ротора, приведенное к обмотке статора,

$$r'_2 = r_2k_п = 3,64\cdot 10^{-4}\cdot 4,46\cdot 10^3 = 1,625 \text{ ом},$$

в относительных единицах

$$r'^*_2 = \frac{I_{1н}r'_2}{U_1} = \frac{1,4\cdot 1,625}{127} = 0,0179 \text{ отн. ед.}$$

Если сравнить сопротивления $r_1^*$, $r'^*_2$ проектируемой высокочастотной микромашины с аналогичными сопротивлениями обычных асинхронных машин мощностью порядка сотен киловатт, то можно видеть, что они близки по величине.

Коэффициенты магнитной проводимости рассеяния статора:

1) для пазового рассеяния согласно уравнению (2-37):

$$\lambda_{п1} = \frac{1}{4}\left[\frac{2}{3}\cdot\frac{2,25}{7,5+6,3} + \frac{0,2}{6,3} + 4,17\,\frac{2,5}{6,3+4,6} + \right.$$

$$\left. + 3,5\left(\frac{0,5}{4,6} + \frac{2\cdot 1}{4,6+1,5} + \frac{0,5}{1,5}\right)\right] = 0,95,$$

где $k_2 = 3\beta + 1 = 3\cdot 0,833 + 1 = 3,5;$

$k_3 = 3\beta + 1,67 = 3\cdot 0,833 + 1,67 = 4,17.$

2) для дифференциального рассеяния

$$\lambda_{д1} = \frac{t_2 - a_1 - a_2}{16\delta}(0,4\beta_1 + 0,6) =$$

$$= \frac{5,15 - 1,5}{16\cdot 0,2}(0,4\cdot 0,833 + 0,6) = 1,06;$$

для рассеяния лобовых частей

$$\lambda_{л1} = 0,34\,\frac{q_1}{l'_\delta}(l_{л1} - 0,64\beta_1\tau)\,k_{y1}^2 =$$

$$= 0,34\cdot\frac{2}{2}\cdot(6,1 - 0,64\cdot 0,833\cdot 3,92)\,0,966^2 = 1,18.$$

$$\Sigma\lambda_1 = \lambda_{п1} + \lambda_{д1} + \lambda_{л1} = 0,95 + 1,06 + 1,18 = 3,19.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора без учета скоса пазов

$$x_1 = 0{,}158 \frac{f_1}{100} \left(\frac{w_1}{100}\right)^2 \frac{l'_\delta}{pq_1} = \Sigma\lambda_1 =$$

$$= 0{,}158 \frac{2\,500}{100} \left(\frac{80}{100}\right)^2 \cdot \frac{2}{1 \cdot 2} 3{,}19 = 8{,}06 \text{ } \textit{ом},$$

в относительных единицах

$$x^*_1 = \frac{I_{1\text{н}} x_1}{U_1} = \frac{1{,}4 \cdot 8{,}06}{127} = 0{,}0888 \text{ отн. ед.}$$

Коэффициент магнитной проводимости рассеяния ротора: для пазового рассеяния закрытого круглого паза при

$$\frac{h_4}{d_2} = \frac{0{,}35}{2{,}5} = 0{,}14 \text{ и } \frac{I_2}{d_2} = \frac{33{,}9}{2{,}5 \cdot 10^{-1}} = 136 \text{ } \textit{а/см}$$

по рис. 2-9

$$\lambda_{\text{п}2} = 13{,}5;$$

для дифференциального рассеяния

$$\lambda_{\text{д}2} = \frac{t_1 - a_1 - a_2}{16\delta} (0{,}4\beta_2 + 0{,}6) =$$

$$= \frac{6{,}55 - 1{,}5}{16 \cdot 0{,}2} (0{,}4 \cdot 1 + 0{,}6) = 1{,}58;$$

для рассеяния лобовых частей

$$\lambda_{\text{л}2} = \frac{2{,}3 D_\text{к}}{z_2 l_\delta \Delta^2} \lg \frac{4{,}7 \cdot 2{,}03}{0{,}43 + 2 \cdot 0{,}4} = 0{,}73,$$

$$\Sigma\lambda_2 = \lambda_{\text{п}2} + \lambda_{\text{д}2} + \lambda_{\text{л}2} = 13{,}5 + 1{,}58 + 0{,}73 = 15{,}81.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора

$$x_2 = 7{,}9 f_1 l''_\delta \Sigma\lambda_2 10^{-8} = 7{,}9 \cdot 2\,500 \cdot 2{,}2 \cdot 15{,}8 \cdot 10^{-8} =$$

$$= 6{,}87 \cdot 10^{-3} \text{ } \textit{ом}.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора, приведенное к обмотке статора,

$$x'_2 = x_2 k_{\text{пр}} = 6{,}87 \cdot 10^{-3} \cdot 4{,}46 \cdot 10^3 = 30{,}6 \text{ } \textit{ом},$$

в относительных единицах

$$x'^*_2 = \frac{I_{1н} x'_2}{U_1} = \frac{1,4 \cdot 30,6}{127} = 0,337 \text{ отн. ед.}$$

Сопротивление $x'^*_2$ выше, чем у обычных машин, так как паз ротора закрытый и частота весьма велика $f_1 = 2\,500$ *гц*.

Индуктивное сопротивление взаимной индукции

$$x_{12} = \frac{U_1 - I_\mu x_1}{I_\mu} = \frac{127 - 0,62 \cdot 8,06}{0,62} = 197 \text{ ом},$$

в относительных единицах

$$x^*_{12} = \frac{I_{1н} x_{12}}{U_1} = \frac{1,4 \cdot 197}{127} = 2,17 \text{ отн. ед.}$$

Скос пазов на роторе — на одно зубцовое деление статора

$$b_{ск} = t_1 = 0,655 \text{ см}.$$

Угол скоса пазов в электрических градусах согласно уравнениям (1-30), (1-31):

$$\alpha_{ск} = \frac{360 \cdot 0,655}{\pi \cdot 2,5} = 30 \text{ эл. град.}$$

Отношение

$$\varepsilon = \frac{U_1}{I_\mu x_1} = \frac{127}{0,62 \cdot 8,06} = 25,4.$$

Для $\varepsilon = 25,4$ и $\gamma_c = 30$ *эл. град.* коэффициент $\sigma_{ск} = 1,278$.

Индуктивные сопротивления рассеяния при учете скоса пазов ротора

$$x_1 \sigma_{ск} = 8,06 \cdot 1,278 = 10,3 \text{ ом};$$

$$x'_2 \sigma_{ск} = 30,6 \cdot 1,278 = 39,1 \text{ ом}.$$

В дальнейшем через $x_1$ и $x'_2$ всюду обозначены индуктивные сопротивления рассеяния с учетом скоса пазов.

#### 6а. Потери энергии в стали и механические потери

Вес спинки статора

$$G_{j1} = \gamma h_{j1} l k_c L_{j1} 2p 10^{-3} =$$
$$= 7,55 \cdot 0,55 \cdot 2 \cdot 0,887 \cdot 7 \cdot 2 \cdot 10^{-3} = 0,103 \text{ кГ}.$$

Потери в спинке статора

$$\Pi_{cj_1} = (\sigma_{г} k_{jг} f + \sigma_{ф} k_{jф} f^2 \Delta^2) B_c^2 G_{j_1} =$$
$$= (285 \cdot 10^6 \cdot 2{,}4 \cdot 2\,500 + 4{,}4 \cdot 10^6 \cdot 2{,}4 \cdot 2\,500^2 \cdot 0{,}02^2) \times$$
$$\times 7\,770^2 \times 10^{-16} \cdot 0{,}103 = 25{,}6 \text{ вт},$$

где

$$\sigma_{г} = 2{,}85 \cdot 10^6; \quad \sigma_{ф} = 4{,}4 \cdot 10^6.$$

Коэффициент $k_{jг} = k_{jф} = 2{,}4$ учитывает неравномерность индукции и появление дополнительных вихревых токов.

Вес зубцов статора

$$G_{zc} = \gamma z_1 h_{z1} b_{z1ср} l k_c 10^{-3} =$$
$$= 7{,}55 \cdot 12 \cdot 0{,}7 \cdot 0{,}27 \cdot 2 \cdot 0{,}887 \cdot 10^{-3} = 0{,}0305 \text{ кГ}.$$

Потери в зубцах статора

$$\Pi_{cz1} = (\sigma_{г} k_{zг} f + \sigma_{ф} k_{zф} f^2 \Delta^2) B_z^2 G_{zc} =$$
$$= (2{,}85 \cdot 10^6 \cdot 1{,}2 \cdot 2\,500 + 4{,}4 \cdot 10^6 \cdot 1{,}5 \cdot 2\,500^2 \cdot 0{,}02^2) \times$$
$$\times 8\,000^2 \cdot 10^{-16} \cdot 0{,}0305 = 4{,}9 \text{ вт}.$$

Так как пазы на роторе закрытые, то поверхностные потери в статоре равны нулю.

Поверхностные потери в зубцах ротора

$$\Pi_{пов2} = 2p\tau \frac{t_2 - a_2}{t_2} l'_2 p_{пов2} \cdot 10^{-7} =$$
$$= 2 \cdot 3{,}92 \cdot \frac{0{,}515}{0{,}515} \cdot 2{,}2 \cdot 3\,540 \cdot 10^{-7} = 6{,}11 \text{ вт},$$

где удельные поверхностные потери

$$p_{пов2} = 0{,}5 k_0 \left(\frac{z_1 n_1}{10\,000}\right)^{1,5} \left(\frac{B_0 t_1}{1\,000}\right)^2 =$$
$$= 0{,}5 \cdot 2{,}5 \left(\frac{12 \cdot 150\,000}{10\,000}\right)^{1,5} \left(\frac{1\,275 \cdot 0{,}655}{1\,000}\right)^2 = 3\,540 \text{ вт/м}^2;$$

$k_0 = 2{,}5$ — опытный коэффициент; амплитуда колебаний индукции в воздушном зазоре

$$B_0 = \beta_0 k_\delta B_\delta = 0{,}375 \cdot 1{,}16 \cdot 2\,930 = 1{,}275 \text{ гс},$$

$$\beta_0 = 0{,}375 \text{ для } \frac{a_c}{\delta} = \frac{1{,}5}{0{,}2} = 7{,}5 \text{ [Л. III-16]}.$$

Пульсационные потери в зубцах ротора

$$П_{пул2} = 0,14\left(\frac{z_1 n_1 B_{пул2}}{10\,000 \cdot 1\,000}\right)^2 G_{z2} =$$

$$= 0,14\left(\frac{12 \cdot 150\,000 \cdot 572}{10\,000 \cdot 1\,000}\right)^2 \cdot 0,013 = 19,3 \text{ } вт.$$

Амплитуда пульсаций индукции в среднем сечении зубца

$$B_{пул2} = \frac{\gamma_1 \delta}{2t_2} B_{z2ср} = \frac{4,5 \cdot 0,02}{2 \cdot 0,515} 6\,550 = 572 \text{ } гс.$$

Вес зубцов ротора

$$G_{z2} = \gamma z_2 h_{z2} b_{z2ср} l'_2 k_c \cdot 10^{-3} =$$

$$= 7,55 \cdot 15 \cdot 0,25 \cdot 0,225 \cdot 2,2 \cdot 0,93 \cdot 10^{-3} = 0,013 \text{ } кГ.$$

Потери в стали (основные, добавочные и общие)

$$П_{c1} = П_{cj1} + П_{cz1} = 25,6 + 4,9 = 30,5 \text{ } вт;$$

$$П_{сд} = П_{пов2} + П_{пул2} = 6,11 + 19,3 = 25,4 \text{ } вт;$$

$$П_c = П_c + П_{сд} = 30,5 + 25,4 = 55,9 \text{ } вт.$$

Потери на трение ротора о воздух

$$П_{тр} = c\Omega_2^3 D_2^5\left(1 + 5\frac{l'_2}{D_2}\right)10^3 =$$

$$= 1,1 \cdot 10^{-6} \cdot 15\,200^3 \cdot 0,0246^5 \cdot \left(1 + 5\frac{0,022}{0,0246}\right) \cdot 10^3 = 189,5 \text{ } вт,$$

где $c$ — постоянная, зависящая от шероховатости поверхности ротора для шлифовального ротора, $c = 1,1 \cdot 10^{-6}$;

$$\Omega_2 = \frac{2\pi n_2}{60} = \frac{2\pi \cdot 145\,500}{60} = 15\,200 \text{ } 1/сек.$$

Потери на трение в подшипниках

$$П_{т.п} = \frac{f_{пр} R_п v_ц 736}{75} = \frac{0,0025 \cdot 1,85 \cdot 99 \cdot 736}{75} = 4,5 \text{ } вт,$$

где $f_{пр} = 0,0025$ — приведенный коэффициент трения для радиально упорных шарикоподшипников;

$R_п = 1,85$ *кГ* — нагрузка на подшипнике.

Окружная скорость центров шариков

$$v_{ц} = \frac{\pi d_{ц} n_2}{60} = \frac{\pi \cdot 1,3 \cdot 10^{-2} \cdot 145\,500}{60} = 99 \text{ м/сек}.$$

Общие механические потери

$$П_{т} = П_{тр} + П_{т.п} = 189,5 + 4,5 = 194 \text{ вт}.$$

### 7а. Рабочие характеристики

При определении рабочих характеристик будем пользоваться аналитическим методом.

Расчетным путем выше были получены следующие значения сопротивлений:

$$r_1 = 0,87 \text{ ом}; \qquad r'_2 = 1,625 \text{ ом};$$

$$x_1 = 10,3 \text{ ом}; \qquad x'_2 = 39,1 \text{ ом};$$

$$x_{12} = 197 \text{ ом}.$$

Намагничивающий ток статора при синхронной скорости вращения

$$I_{\mu} = 0,62 \text{ а}.$$

В табл. 7-1 приведены результаты расчета рабочих характеристик по формулам, приведенным в табл. 3-2.

Активная составляющая тока при скольжении $s = 0$ равна:

$$I_{с\cdot а} = \frac{P_{с1} + 3I_{\mu}^2 r_1}{3U_1} = \frac{30,5 + 3 \cdot 0,62^2 \cdot 1,87}{3 \cdot 127} = 0,086 \text{ а};$$

$$c_1 = 1 + \frac{x_1}{x_{12}} = 1 + \frac{10,3}{197} = 1,052.$$

Рабочие характеристики двигателя построены на рис. 3-4,*а*. Для заданной номинальной мощности $P_{2н} = 100$ *вт* номинальные величины:

$$I_{1н} = 1,4 \text{ а}; \qquad \eta = 0,275;$$

$$\cos\varphi_{н} = 0,69; \qquad s_{н} = 0,0154.$$

$$s_m = \frac{c_1 r'_2}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2}} =$$

$$= \frac{1,052 \cdot 1,625}{\sqrt{1,87^2 + (10,3 + 1,052 \cdot 39,1)^2}} = 0,033.$$

Таблица 7-1

**Рабочие характеристики двигателя при к. з. алюминиевой обмотке в шихтованном пакете ротора**

| $s$ | 0,01 | 0,011 | 0,012 | 0,013 | 0,014 | 0,016 | 0,018 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $r'_{\text{к}s}$ | 181,5 | 165,5 | 151,7 | 140 | 130 | 114,1 | 101,8 |
| $x'_{\text{к}}$ | 54 | 54 | 54 | 54 | 54 | 54 | 54 |
| $z'_{\text{к}s}$ | 189,5 | 173,9 | 161 | 150 | 140,8 | 126,3 | 115,3 |
| $I'_2$ | 0,705 | 0,768 | 0,83 | 0,89 | 0,949 | 1,057 | 1,159 |
| $\cos\varphi'_2$ | 0,958 | 0,952 | 0,942 | 0,933 | 0,924 | 0,904 | 0,885 |
| $\sin\varphi'_2$ | 0,285 | 0,311 | 0,335 | 0,36 | 0,383 | 0,427 | 0,468 |
| $I_{1\text{а}}$ | 0,728 | 0,781 | 0,83 | 0,876 | 0,919 | 0,994 | 1,062 |
| $I_{1\text{р}}$ | 0,811 | 0,847 | 0,884 | 0,925 | 0,966 | 1,049 | 1,136 |
| $I_1$ | 1,089 | 1,151 | 1,213 | 1,274 | 1,333 | 1,447 | 1,553 |
| $\cos\varphi_1$ | 0,669 | 0,678 | 0,684 | 0,688 | 0,69 | 0,688 | 0,683 |
| $P_1$ | 277 | 297,5 | 316 | 334 | 350 | 378 | 405 |
| $\Pi_{\text{э}1}$ | 0,65 | 7,43 | 8,25 | 9,1 | 9,96 | 11,72 | 13,53 |
| $\Pi_{\text{э}2}$ | 2,42 | 2,87 | 3,36 | 3,86 | 4,39 | 5,44 | 6,54 |
| $\Pi''_0=\Pi_{\text{с}1}+\Pi_{\text{с.д.о}}+\Pi_{\text{т}}$ | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 |
| $\Pi_{\text{д}}$ | 1,38 | 1,49 | 1,58 | 1,67 | 1,75 | 1,89 | 2,02 |
| $\Sigma\Pi$ | 260,4 | 261,7 | 263,2 | 264,5 | 266 | 269 | 272 |
| $\eta=1-\frac{\Sigma\Pi}{P_1}$ | 0,06 | 0,121 | 0,167 | 0,208 | 0,24 | 0,29 | 0,328 |
| $P_2=P_1-\Sigma\Pi$ | 16,6 | 35,8 | 52,8 | 69,5 | 84 | 109,5 | 133 |

Ток ротора при критическом скольжении равен (определен по расчетным значениям параметров):

$$I_{2\text{м}}=0{,}72\ a.$$

Кратность максимального вращающего момента (без учета насыщения от полей рассеяния)

$$\frac{M_m}{M_{\text{н}}}=\left(\frac{I'_{2\text{м}}}{I'_{2\text{н}}}\right)^2\frac{s_{\text{н}}}{s_m}=\left(\frac{1{,}72}{1{,}01}\right)^2\frac{0{,}0154}{0{,}033}=1{,}35.$$

Определяем кратность максимального вращающего момента с учетом насыщения:

вторичный ток с учетом насыщения

$$I'_{2\text{м.н}} = k_{\text{м.н}} I'_{2\text{м}} = 1{,}3 \cdot 1{,}72 = 2{,}24\ a,$$

где $I'_{2\text{м}}$ — ток при $s_m$ без учета насыщения.

Определим $x_1$ и $x'_2$ с учетом насыщения.

Средняя н. с., отнесенная к одному пазу статора,

$$F_{\text{п.ср}} = 0{,}7\,\frac{I'_{2\text{м.н}} N_{\text{п}}}{a_1}\left(k_\beta + k_{\text{у}1} + k_{\text{о}1}\frac{z_1}{z_2}\right) =$$

$$= 0{,}7 \cdot \frac{2{,}24 \cdot 40}{1}\, 0{,}88 + 0{,}966 \cdot 0{,}934 \cdot \frac{12}{15} = 100\ a,$$

где $k_\beta = 0{,}88$ — коэффициент, учитывающий уменьшение н. с. вследствие укорочения шага.

Фиктивная (условная) индукция в воздушном зазоре

$$B_{\text{ср}\delta} = \frac{F_{\text{п.ср}}}{1{,}6\delta C_{\text{н}}} = \frac{100}{1{,}6 \cdot 0{,}02 \cdot 0{,}967} = 3\,250\ \text{гс},$$

где коэффициент

$$C_{\text{н}} = 0{,}64 + 2{,}5 \cdot \sqrt{\frac{\delta}{t_1 + t_2}} =$$

$$= 0{,}64 + 2{,}5 \cdot \sqrt{\frac{0{,}02}{0{,}655 + 0{,}515}} = 0{,}967.$$

Для $B_{\text{ср}\delta} = 3\,250$ *гс* коэффициент, характеризующий отношение потока рассеяния с учетом насыщения к потоку рассеяния без учета насыщения, равен единице. При этом влияние насыщения на индуктивное сопротивление рассеяния статора $x_1$ не учитывается.

Для закрытого паза ротора уменьшение коэффициента проводимости пазового рассеяния из-за насыщения

$$\Delta\lambda_2 = \lambda_{\text{п}2} - \lambda_{\text{п}2\text{н}} = 13{,}5 - 10 = 3{,}5;$$

$\lambda_{\text{п}2}$ находится для номинального тока ротора $I_{2\text{н}} = 33{,}9\ a$, а $\lambda_{\text{п}2\text{н}}$ — для тока

$$I_{2\text{к.н}} = k_{\text{н}} I_{2\text{н}} = 1{,}3 \cdot 33{,}9 = 44{,}1\ a;$$

для

$$\frac{I_{2\text{к.н}}}{d_2} = \frac{44{,}1}{0{,}25} = 176{,}4\ a/\text{см}$$

$\lambda_{\text{п}2\text{н}} = 10$ (рис. 2-9).

Сумма коэффициентов проводимости при учете насыщения зубцов

$$\Sigma\lambda_{2н} = \lambda_{п.2н} + \lambda_{д.2н} + \lambda_{л2} = 10 + 1,58 + 0,73 = 12,31.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния ротора с учетом насыщения

$$x'_{2н} = x'_2 \frac{\Sigma\lambda_{2н}}{\Sigma\lambda_2} = 39,1 \cdot \frac{12,31}{15,81} = 30,4 \text{ ом}.$$

Критическое скольжение с учетом насыщения

$$s_m = \frac{c_1 r'_2}{\sqrt{r_1^2 + (x_{1н} + c_1 x'_{2н})^2}} =$$

$$= \frac{1,052 \cdot 1,625}{\sqrt{1,87^2 + (10,3 + 1,052 \cdot 30,4)^2}} = 0,0403$$

При $s_m = 0,0403$ ток $I'_{2м.н} = 2,18$ *а*.

С учетом насыщения

$$\frac{M_m}{M_н} = \left(\frac{I'_{2м.н}}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{s_н}{s_m} = \left(\frac{2,18}{1,01}\right)^2 \cdot \frac{0,0154}{0,0403} = 1,78.$$

### 8а. Пусковые характеристики

Для учета вытеснения тока в стержнях роторной обмотки на параметры двигателя заменим круглый паз ротора равновеликим квадратным

$$S_{ст} = \frac{\pi d_{ст}^2}{4} = \frac{\pi \cdot 0,25^2}{4} = 0,0491 \text{ см}^2.$$

Тогда сторона равновеликого квадрата

$$a = \sqrt{S_{ст}} = \sqrt{0,0491} = 0,222 \text{ см}.$$

Параметры двигателя при учете вытеснения тока (при $s = 1$). Приведенная высота стержня

$$\xi = 2\pi a \cdot 10^{-1} \sqrt{\frac{b}{b_п} \frac{s f_1}{\rho_{75}} 10^{-5}} =$$

$$= 2\pi \cdot 2,22 \cdot 10^{-1} \sqrt{1 \cdot \frac{1 \cdot 2\,500}{0,0496} \cdot 10^{-5}} = 0,99,$$

где $\frac{b}{b_п} = 1$ — отношение ширины стержня к ширине паза.

Для $\xi = 0{,}99$ определяем значение функций [Л. III-16].

$$\varphi(\xi) = 1{,}1 \quad \text{и} \quad \varphi'(\xi) = 0{,}98.$$

Условная глубина проникновения тока в стержне

$$h_r = \frac{a}{\varphi'(\xi)} = \frac{2{,}22}{1{,}1} = 2{,}02 \ \text{мм}.$$

$$h_x = a\varphi(\xi) = 2{,}22 \cdot 0{,}98 = 2{,}17 \ \text{мм}.$$

Площадь сечения стержня, соответствующая высоте,

$$S_{hr} = S_c \frac{h_r}{a} = 4{,}91 \cdot \frac{0{,}02}{2{,}22} = 4{,}47 \ \text{мм}^2.$$

Добавочное сопротивление стержня (увеличение сопротивления вследствие вытеснения тока)

$$\Delta r_{2\xi} = r_c \frac{l'_2}{l_{2п}} \left( \frac{S_c}{S_{hr}} - 1 \right) =$$

$$= 2{,}22 \cdot 10^{-4} \cdot 1 \cdot \left( \frac{4{,}91}{4{,}47} - 1 \right) = 0{,}22 \cdot 10^{-4} \ \text{ом}.$$

Искомое активное сопротивление ротора

$$r_{2\xi} = r_2 + \Delta r_{2\xi} = 3{,}64 \cdot 10^{-4} + 0{,}22 \cdot 10^{-4} = 3{,}86 \cdot 10^{-4} \ \text{ом}.$$

Сумма коэффициентов проводимости с учетом вытеснения тока

$$\Sigma\lambda_{2\xi} = \lambda_{п2\xi} + \lambda_{д2} + \lambda_{л2} = 13{,}32 + 1{,}58 + 0{,}73 = 15{,}63,$$

где

$$\lambda_{п2\xi} = \lambda_{п2э} + \frac{2h_x - (d_1 + b_x)}{3(d_1 + b_x)} =$$

$$= 13{,}3 + \frac{2 \cdot 2{,}17 - (2{,}5 + 1{,}6)}{3(2{,}5 + 1{,}6)} = 13{,}32;$$

$$\lambda_{п2э} = 13{,}33 \quad \text{для} \quad \frac{I}{d_2} = \frac{33{,}9}{0{,}247} = 137{,}5 \ a/\text{см}.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния ротора

$$x_{2\xi} = x_2 \frac{\Sigma\lambda_{2\xi}}{\Sigma\lambda_2} = 6{,}87 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{15{,}63}{15{,}81} = 6{,}8 \cdot 10^{-3} \ \text{ом},$$

с учетом скоса пазов

$$x_{2\xi} = 1{,}278 \cdot 6{,}8 \cdot 10^{-3} = 8{,}69^{-3} \ \text{ом}.$$

Сопротивления обмотки ротора, приведенные к обмотке статора:

$$r'_{2\xi}=r_{2\xi}k_{п}=3{,}85\cdot 10^{-4}\cdot 4{,}46\cdot 10^{3}=1{,}72\ ом;$$

$$x'_{2\xi}=x_{2\xi}k_{п}=8{,}69\cdot 10^{-3}\cdot 4{,}46\cdot 10^{3}=38{,}9\ ом.$$

Сопротивления короткого замыкания ($s=1$)

$$r_{к\xi}=r_1+r'_{2\xi}=1{,}87+1{,}72=3{,}59\ ом;$$

$$x_{к\xi}=x_1+x'_{2\xi}=10{,}3+38{,}8=49{,}1\ ом;$$

$$Z_{к\xi}=\sqrt{r^2_{к\xi}+x^2_{к\xi}}=3{,}59+49{,}1^2=49{,}3\ ом.$$

## Параметры двигателя при учете вытеснения тока и насыщения от полей рассеяния

Ток короткого замыкания без учета насыщения

$$I_{к}=\frac{U_1}{Z_{к\xi}}=\frac{127}{49{,}3}=2{,}58\ а.$$

Ток короткого замыкания с учетом насыщения (предварительное значение)

$$I_{к.н}=k_{н}I_{к}=1{,}6\cdot 2{,}58=4{,}13\ а,$$

где $k_{н}$ — коэффициент, учитывающий насыщение от полей рассеяния.

Средняя н. с., отнесенная к одному пазу статора,

$$F_{п.ср}=0{,}7\frac{I_{к.н}N_{п}}{a_1}\left(k_{з}+k_{у1}k_{о1}\frac{z_1}{z_2}\right)=$$

$$=0{,}7\cdot\frac{4{,}13\cdot 40}{1}\left(0{,}88+0{,}966\cdot 0{,}934\cdot\frac{12}{15}\right)=185\ а.$$

Коэффициент

$$C_{н}=0{,}64+2{,}5\sqrt{\frac{\delta}{t_1+t_2}}=$$

$$=0{,}64+2{,}5\sqrt{\frac{0{,}2}{6{,}55+5{,}15}}=0{,}967.$$

Фиктивная (условная) индукция в воздушном зазоре

$$B_{ф\delta}=\frac{F_{с.пр}}{1{,}6\delta C_{н}}=\frac{185}{1{,}6\cdot 0{,}02\cdot 0{,}967}=6\,000\ гс.$$

Для $B_{ф\delta} = 6\,000$ *гс* находим [Л. III-16] значения коэффициента $x_\delta = 0{,}996$.

Уменьшение коэффициента проводимости пазового рассеяния из-за насыщения для полузакрытого паза статора

$$\Delta\lambda_{1н} = \frac{h_4 + 0{,}58h_3}{a_c}\left(\frac{c_1}{c_1 + 1{,}5a_c}\right) =$$

$$= \frac{0{,}5 + 0{,}58\cdot 1}{1{,}5}\cdot\left(\frac{0{,}02}{0{,}02 + 1{,}5\cdot 1{,}5}\right) = 0{,}006,$$

где

$$c_1 = (t_1 - a_c)(1 - x_\delta) = (6{,}55 - 1{,}5)(1 - 0{,}996) = 0{,}02.$$

Следовательно, для статора

$$\lambda_{п1н} = \lambda_{п1} - \Delta\lambda_{1н} = 0{,}95 - 0{,}006 = 0{,}944.$$

Вследствие насыщения коронок зубцов уменьшается коэффициент проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_{д1н} = \lambda_{д1} x_\delta = 1{,}06\cdot 0{,}996 = 1{,}055.$$

Сумма коэффициентов проводимости рассеяния статора при учете насыщения

$$\Sigma\lambda_{1н} = \lambda_{п1н} + \lambda_{д1н} + \lambda_{л1} = 0{,}944 + 1{,}055 + 1{,}18 = 3{,}179.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния статора при учете насыщения от полей рассеяния

$$x_{1н} = x_1\frac{\Sigma\lambda_{1н}}{\Sigma\lambda_1} = 10{,}3\cdot\frac{3{,}179}{3{,}19} = 10{,}27 \text{ ом}.$$

Рассчитаем индуктивное сопротивление рассеяния ротора с учетом насыщения зубцов.

Для закрытого паза ротора

$$\Delta\lambda_{2н} = \lambda_{п2}\lambda_{п.н} = 13{,}5 - 5{,}2 = 8{,}3,$$

где $\lambda_{п2}$ находится по рис. 2-9 при номинальном токе ротора $I_{2н} = 33{,}3$ *а*, а $\lambda_{пн}$ — при токе ротора

$$I_{2к.н} \approx \frac{I_{к.н}}{I_{1н}} I_{2н} = \frac{4{,}13}{1{,}14}\cdot 33{,}9 = 100 \text{ а};$$

для

$$\frac{I}{d_1} = \frac{100}{0,25} = 400\ a/см;\quad \lambda_{п.н} = 5,2$$

$$\lambda_{п2\xi н} = \lambda_{п2\xi} - \Delta\lambda_{2н} = 13,32 - 8,3 = 5,02;$$

$$\lambda_{д2н} = \lambda_{д2} \cdot x_\delta = 1,58 \cdot 0,996 = 1,575.$$

Тогда

$$\Sigma\lambda_{2\xi н} = \lambda_{п2\xi н} + \lambda_{д2н} + \lambda_{л2} = 5,02 + 1,575 + 0,73 = 7,325.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния ротора с учетом вытеснения тока и насыщения от полей рассеяния

$$x'_{2\xi н} = x'_2 \frac{\Sigma\lambda_{2\xi н}}{\Sigma\lambda_2} = 31,1 \cdot \frac{7,325}{15,81} = 18,35\ ом.$$

Параметры короткого замыкания при учете вытеснения тока и насыщения от полей рассеяния

$$r_{к\xi} = r_1 + r'_{2\xi} = 3,59\ ом;$$

$$x_{к\xi н} = x_{1н} + x'_{2\xi н} = 10,27 + 18,35 = 28,62\ ом;$$

$$Z_{к\xi н} = \sqrt{r^2_{к\xi} + x^2_{к\xi н}} = \sqrt{3,59^2 + 28,62^2} = 28,85\ ом.$$

Ток короткого замыкания

$$I_{к.н} = \frac{U_1}{Z_{к\xi н}} = \frac{127}{28,85} = 4,4\ a.$$

Полученное значение тока короткого замыкания мало отличается (меньше чем на 10%) от принятого в начале расчета, поэтому в поворотном расчете нет надобности.

Индуктивное сопротивление взаимной индукции при коротком замыкании

$$x_{12к} = \frac{x_{12} F_{цепи}}{F_\delta} = 197 \cdot 1,15 = 2,26\ ом,$$

Параметры:

$$c_{2\xi н} = 1 + \frac{x'_{2\xi н}}{x_{12к}} = 1 + \frac{18,35}{226} = 1,081;$$

$$C' \approx -s\left(x'_{2\xi н} + \frac{x_{1н}}{c_{2\xi н}}\right) = -1\left(18,35 + \frac{10,27}{1,081}\right) = -27,85;$$

$$D' = sr_1 + r'_{2\xi} = 1 \cdot 1,87 + 1,72 = 3,59;$$

$$A' \approx \frac{r'_{2\xi}}{x_{12к}c_{2\xi н}} \approx 0;$$

$$B' = s = 1;$$

$$F' = \frac{s}{c_{2\xi н}} = \frac{1}{1{,}081} = 0{,}925;$$

Тогда

$$I_{1к} \approx \frac{U_1 s}{\sqrt{c'^2 + D'^2}} = \frac{127 \cdot 1}{\sqrt{27{,}85^2 + 3{,}59^2}} = 4{,}51 \text{ } a,$$

$$I'_2 \approx \frac{1}{c_{2\xi н}} I_{1к} = 0{,}925 \cdot 4{,}51 = 4{,}17 \text{ } a.$$

Кратность начального пускового тока

$$\frac{I_{1к}}{I_{1н}} = \frac{4{,}51}{1{,}4} = 3{,}22.$$

Кратность начального пускового момента по уравнению (3-65)

$$\frac{M_s}{M_н} = \left(\frac{I'_2}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{r'_{2\xi}}{r'_2} \frac{s_н}{s} = \left(\frac{4{,}17}{1{,}01}\right)^2 \cdot \frac{1{,}72}{1{,}625} \cdot \frac{0{,}0154}{1} = 0{,}278.$$

Определение токов и вращающих моментов для значения $s < 1$ производится аналогично вышеприведенному расчету тех же величин для $s = 1$. Результаты этих расчетов сведены в табл. 7-2.

Пусковые характеристики двигателя построены на рис. 3-5,*а*.

### 3б. Двигатель с латунной обмоткой ротора

Ротор шихтованный из стали Э41, толщиной 0,35 *мм*, с латунной короткозамкнутой обмоткой (латунь марки Л62), позволяющей осуществлять регулирование скорости вращения проектируемого электрошпинделя в требуемом диапазоне и обеспечивающей больший пусковой момент, чем алюминиевая обмотка.

Число пазов ротора $z_2 = 15$; пазы круглые, закрытые, толщина перекрытия $h_4 = 0{,}5$ *мм*.

Плотность тока в стержне принимаем $\Delta_{i2} = 10$ *а/мм²*.

Сечение стержня

$$S_{ст} = \frac{I_c}{\Delta_{i2}} = \frac{33{,}9}{10} = 3{,}39 \text{ } мм^2.$$

Таблица 7-2

**Пусковые характеристики двигателя с к. з. алюминиевой обмоткой на роторе**

| $s$ | 1,0 | 0,8 | 0,6 | 0,4 | 0,18 | 0,10 | 0,03 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $r'_{2\xi}$ | 1,72 | 1,675 | 1,645 | 1,625 | 1,625 | 1,625 | 1,625 |
| $x'_{2\xi н}$ | 18,35 | 18,7 | 19,05 | 19,55 | 20,05 | 20,3 | 29,2 |
| $x_{1н}$ | 10,27 | 10,28 | 10,29 | 10,3 | 10,3 | 10,3 | 10,3 |
| $C' = -s\left(x'_{2\xi н} + \dfrac{x_{1н}}{c_{2\xi н}}\right)$ | 27,85 | 22,6 | 17,1 | 11,63 | 5,32 | 2,98 | 1,16 |
| $D' - sr_1 + r'_{2\xi}$ | 3,59 | 3,17 | 2,77 | 2,375 | 1,962 | 1,812 | 1,681 |
| $\sqrt{C'^2 + D'^2}$ | 28,1 | 22,8 | 17,3 | 11,85 | 5,67 | 3,49 | 2,04 |
| $I_1 = \dfrac{U_1 s}{\sqrt{C'^2 + D'^2}}$ | 4,51 | 4,45 | 4,4 | 4,29 | 4,03 | 3,64 | 1,88 |
| $I'_2 = \dfrac{1}{c_{2\xi н}} I_1$ | 4,17 | 4,12 | 4,07 | 3,97 | 3,73 | 3,36 | 1,74 |
| $I_1/I_{1н}$ | 3,22 | 3,18 | 3,14 | 3,07 | 2,88 | 2,6 | 1,34 |
| $\dfrac{M}{M_н} = \left(\dfrac{I'_2}{I'_{2н}}\right) \times \dfrac{r'_{2\xi}}{r'_2} \dfrac{s_н}{s}$ | 0,278 | 0,325 | 0,415 | 0,585 | 1,15 | 1,65 | 1,5 |

Диаметр стержня

$$d_{ст} = \sqrt{\frac{4S_c}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 3,39}{\pi}} = 2 \text{ мм}.$$

Сечение короткозамыкающего кольца

$$S_к = \frac{I_к}{\Delta_к} = \frac{81,5}{6,5} = 12,6 \text{ мм}^2.$$

Размеры сечения короткозамыкающего кольца

$$S_к = ab = 4 \cdot 4 = 16 \text{ мм}^2.$$

Плотность тока в кольце

$$\Delta_к = \frac{I_к}{S_к} = \frac{81,5}{16} = 5,1 \text{ а/мм}^2.$$

**4б. Намагничивающий ток**

Расчет намагничивающего тока приведен в § 4а.

**5б. Параметры двигателя (для рабочего режима)**

Активное сопротивление обмотки ротора [уравнение (2-42)]

$$r_2 = 5{,}61 \cdot 10^{-4} = \frac{2 \cdot 0{,}216 \cdot 10^{-4}}{0{,}416^2} = 8{,}31 \cdot 10^{-4} \text{ } ом,$$

где сопротивление стержня

$$r_{ст} = \rho_{75} \frac{l'_2 10^{-2}}{S_c} = 0{,}08 \cdot \frac{2{,}2 \cdot 10^{-2}}{3{,}14} = 5{,}61 \cdot 10^{-4} \text{ } ом$$

$$\left(\text{для латуни Л62 } \rho_{75^\circ} = 0{,}08 \frac{ом \cdot мм^2}{м}\right),$$

сечение стержня

$$S_{ст} = \frac{\pi d_{ст}^2}{4} = \frac{\pi 2^2}{4} = 3{,}14 \text{ } мм^2.$$

Сопротивление части короткозамыкающего кольца между соседними стержнями

$$r_к = \rho_{75^\circ} \frac{\pi D_к 10^{-2}}{z_2 S_к} = 0{,}08 \cdot \frac{\pi \cdot 2{,}06 \cdot 10^{-2}}{15 \cdot 16} = 0{,}216 \cdot 10^{-4} \text{ } ом;$$

где $D_к = D_2 - a = 2{,}46 - 0{,}4 = 2{,}06$ *см*.

Активное сопротивление обмотки ротора, приведенное к обмотке статора,

$$r'_2 = r_2 k_п = 8{,}31 \cdot 10^{-4} \cdot 4{,}46 \cdot 10^3 = 3{,}71 \text{ } ом,$$

в относительных единицах

$$r'^*_2 = \frac{I_{1н} r'_2}{U_1} = \frac{1{,}4 \cdot 3{,}71}{127} = 0{,}041 \text{ отн. ед.}$$

Коэффициенты магнитной проводимости рассеяния ротора: для пазового рассеяния закрытого круглого паза при $\frac{h_4}{d_2} = \frac{0{,}5}{2}$ и $\frac{I_c}{d_2} = \frac{33{,}9}{0{,}2} = 169{,}5$ *а/см* по рис. 2-8

$$\lambda_{п2} = 12{,}9;$$

для дифференциального рассеяния

$$\lambda_{д2} = 1{,}58;$$

для рассеяния лобовых частей по уравнению (2-32)

$$\lambda_{л2} = \frac{0,575 \cdot 2,06}{15 \cdot 0,116^2} \cdot \lg \frac{4,7 \cdot 2,06}{0,4 + 2 \cdot 0,4} = 0,75;$$

$$\Sigma\lambda_2 = \lambda_{п2} + \lambda_{д2} + \lambda_{л2} = 12,9 + 1,58 + 0,75 = 15,23.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора

$$x_2 = 7,9 f_1 l''_\delta \Sigma\lambda_2 10^{-8} =$$

$$= 7,9 \cdot 2\,500 \cdot 2,2 \cdot 15,23 \cdot 10^{-8} = 6,61 \cdot 10^{-3} \text{ } ом.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора, приведенное к обмотке статора,

$$x'_2 = x_2 k_п = 6,61 \cdot 10^{-3} \cdot 4,46 \cdot 10^3 = 29,4 \text{ } ом,$$

в относительных единицах

$$x'^*_2 = \frac{I_{1н} x'_2}{U_1} = \frac{1,4 \cdot 29,4}{127} = 0,324 \text{ отн. ед.}$$

Пазы статора выполняются со скосом на одно зубцовое деление ротора

$$b_с = t_2 = 0,515 \text{ } см.$$

Угол скоса

$$\alpha_{ск} = \frac{360 p b_{ск}}{\pi D} = \frac{360 \cdot 0,515}{\pi \cdot 2,5} = 23,6 \text{ } эл. \text{ } град.$$

Отношение

$$\varepsilon = \frac{U_1}{I_\mu x_1} = \frac{127}{0,62 \cdot 8,06} = 25,4.$$

Для $\varepsilon = 25,4$ и $\alpha_{ск} = 23,6$ *эл. град.* находим значение коэффициента [Л. III-16]

$$\sigma_{ск} = 1,181.$$

Следовательно, индуктивные сопротивления рассеяния статора и ротора при учете скоса пазов статора равны:

$$x_1 \sigma_{ск} = 8,06 \cdot 1,181 = 9,52 \text{ } ом;$$

$$x'_2 \sigma_{ск} = 29,4 \cdot 1,181 = 34,7 \text{ } ом.$$

В дальнейшем под $x_1$ и $x_2'$ будем понимать индуктивные сопротивления рассеяния с учетом влияния скоса пазов.

### 6б. Потери энергии в стали и механические потери

Расчет потерь в стали и механических приведен в п. 6а.

### 7б. Рабочие характеристики

Результаты расчета рабочих характеристик приведены в табл. 7-3.

Таблица 7-3

**Рабочие характеристики двигателя с к. з. латунной обмоткой в шихтованном пакете ротора**

| $s$ | 0,022 | 0,026 | 0,03 | 0,033 | 0,036 | 0,04 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $r'_{\text{к}s}$ | 187 | 158,7 | 138 | 125,6 | 115 | 104 |
| $x'_{\text{к}}$ | 48,1 | 48,1 | 48,1 | 48,1 | 48,1 | 48,1 |
| $Z'_{\text{к}s}$ | 193 | 166 | 146,2 | 134,3 | 124,8 | 114,6 |
| $I'_2$ | 0,689 | 0,802 | 0,91 | 0,991 | 0,067 | 1,162 |
| $\cos\varphi'_2$ | 0,97 | 0,956 | 0,944 | 0,935 | 0,922 | 0,909 |
| $\sin\varphi'_2$ | 0,249 | 0,29 | 0,329 | 0,359 | 0,386 | 0,42 |
| $I_{1\text{а}}$ | 0,724 | 0,817 | 0,905 | 0,97 | 1,024 | 1,095 |
| $I_{1\text{р}}$ | 0,784 | 0,842 | 0,906 | 0,959 | 1,013 | 1,086 |
| $I_1$ | 0.068 | 1,173 | 1,28 | 1,365 | 1,44 | 1,543 |
| $\cos\varphi_1$ | 0,678 | 0,697 | 0,707 | 0,711 | 0,712 | 0,71 |
| $P_1$ | 276 | 311 | 345 | 369 | 390 | 417 |
| $П_{\text{э}1}$ | 6,39 | 7,72 | 9,18 | 10,45 | 11,62 | 13,37 |
| $П_{\text{э}2}$ | 5,28 | 7,15 | 9,2 | 10,9 | 12,63 | 15 |
| $П''_0$ | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 | 249,9 |
| $П_{\text{д}}$ | 1,38 | 1,55 | 1,72 | 1,84 | 1,95 | 2,08 |
| $\Sigma П$ | 263 | 266,3 | 270 | 273,1 | 276,1 | 280,4 |
| $\eta$ | 0,047 | 0,144 | 0,217 | 0,26 | 0,292 | 0,327 |
| $P_2$ | 13 | 44,7 | 75 | 95,9 | 113,9 | 136,6 |

Рабочие характеристики двигателя построены на рис. 3-4,*б*.

Номинальные величины

$$I_{1\text{н}} = 1{,}38\ a; \qquad \eta_{\text{н}} = 0{,}27;$$

$$I_{2\text{н}} = 1{,}01\ a; \quad \cos\varphi_{\text{н}} = 0{,}71;$$

$$s_{\text{н}} = 0{,}034.$$

Критическое скольжение

$$s_m = \frac{c_1 r'_2}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2}} =$$

$$= \frac{1{,}048 \cdot 3{,}71}{\sqrt{1{,}87^2 + (9{,}52 + 1{,}048 \cdot 34{,}7)^2}} = 0{,}085.$$

Ток ротора при $s_к$ равен:

$$I'_{2м} = 1{,}92 \ a.$$

Кратность максимального вращающего момента (без учета насыщения от полей рассеяния)

$$\frac{M_m}{M_н} = \left(\frac{I'_{2м}}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{s_н}{s_m} = \left(\frac{1{,}92}{1{,}01}\right)^2 \cdot \frac{0{,}034}{0{,}085} = 1{,}45.$$

Рассчитаем кратность максимального вращающего момента с учетом насыщения

$$I'_{2м.н} = k_{м.н} I'_{2м} = 1{,}3 \cdot 1{,}92 = 2{,}49 \ a;$$

$I'_{2м.н}$ — ток при $s_m$ с учетом насыщения;
$I'_{2м}$ — ток при $s_m$ без учета насыщения.

Индуктивное сопротивление рассеяния ротора с учетом насыщения:

$$x'_{2н} = x'_2 \frac{\Sigma\lambda_{2н}}{\Sigma\lambda_2} = 34{,}7 \cdot \frac{11{,}63}{15{,}23} = 26{,}5 \ ом.$$

Критическое скольжение с учетом насыщения

$$s_m = \frac{c_1 r'_2}{\sqrt{r_1^2 + (x_{1н} + c_1 x'_{2н})^2}} =$$

$$= \frac{1{,}048 \cdot 3{,}71}{\sqrt{1{,}87^2 + (9{,}52 + 1{,}048 \cdot 26{,}5)^2}} = 0{,}104.$$

Для $s_m = 0{,}104$ ток ротора

$$I'_{2м.н} = 2{,}41 \ a.$$

Отношение

$$\frac{M_m}{M_н} = \left(\frac{I'_{2м.н}}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{s_н}{s_m} = \left(\frac{2{,}41}{1{,}01}\right)^2 \cdot \frac{0{,}034}{0{,}104} = 1{,}87.$$

## 86. Пусковые характеристики

Параметры короткого замыкания при учете насыщения:

$$r_{\text{к}} = r_1 + r'_2 = 1{,}87 + 3{,}71 = 5{,}58 \text{ ом};$$

$$x_{\text{к.н}} = x_{1\text{н}} + x'_{2\text{н}} = 9{,}47 + 16{,}56 = 25{,}92 \text{ ом};$$

$$Z_{\text{к.н}} = \sqrt{r_{\text{к}}^2 + x_{\text{к.н}}^2} = 5{,}58^2 + 25{,}92^2 = 26{,}5 \text{ ом}.$$

Ток короткого замыкания

$$I_{\text{к.н}} = \frac{U_1}{Z_{\text{к.н}}} = \frac{127}{26{,}5} = 4{,}8 \ a.$$

Индуктивное сопротивление взаимной индукции при коротком замыкании

$$x_{12\text{к}} = x_{12} \frac{F_{\text{цепи}}}{F_\delta} = 197 \cdot 1 \cdot 15 = 226 \text{ ом}.$$

Параметры

$$c_{2\text{н}} = 1 + \frac{x'_{2\text{н}}}{x_{12\text{к}}} = 1 + \frac{16{,}45}{226} = 1{,}073.$$

$$A' \approx \frac{r'_2}{x_{12\text{к}}\, c_{2\text{н}}} \approx 0;$$

$$B' = s = 1;$$

$$c' = -s\left(x'_{2\text{н}} + \frac{x_{1\text{н}}}{c_{2\text{н}}}\right) = -1\left(16{,}45 + \frac{9{,}47}{1{,}073}\right) = -25{,}28;$$

$$F' = \frac{s}{c_{2\text{н}}} = \frac{1}{1{,}073} = 0{,}933;$$

$$D' \approx s r_1 + r'_2 = 1 \cdot 1{,}87 + 3{,}71 = 5{,}58.$$

Тогда

$$I_{1\text{к}} \approx \frac{U_1 s}{\sqrt{C'^2 + D'^2}} = \frac{127 \cdot 1}{\sqrt{28{,}28^2 + 5{,}58^2}} = 4{,}9 \ a;$$

$$I'_2 \approx \frac{1}{c_{2\text{н}}} I_{1\text{к}} = 0{,}933 \cdot 4{,}9 = 4{,}56 \ a.$$

Кратность начального пускового тока

$$\frac{I_{1\text{к}}}{I_1} = \frac{4{,}9}{1{,}38} = 3{,}55.$$

Кратность начального пускового момента

$$\frac{M_s}{M_н} = \left(\frac{I'_2}{I'_{2н}}\right)^2 \frac{r'_{2s}}{r'_2}\,\frac{s_н}{1} = \left(\frac{4,56}{1,01}\right)^2 \frac{3,71}{3,71}\cdot\frac{0,034}{1} = 0,694.$$

Расчеты токов и вращающих моментов для других значений скольжения приведены в табл. 7-4.

Таблица 7-4

**Пусковые характеристики двигателя с латунной обмоткой на роторе**

| $s$ | 1,0 | 0,8 | 0,6 | 0,4 | 0,25 | 0,18 | 0,06 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $x'_{2н}$ | 16,45 | 16,95 | 17,6 | 18,5 | 19,6 | 20,9 | 22,6 |
| $x_{1н}$ | 9,47 | 9,49 | 9,5 | 9,52 | 9,52 | 9,52 | 9,52 |
| $C' = s\left(x'_{2н} + \frac{x_{1н}}{c_{2н}}\right)$ | 25,28 | 20,6 | 15,87 | 10,94 | 7,14 | 5,35 | 1.887 |
| $D' = sr_1 + r'_2$ | 5,58 | 2,206 | 4,832 | 4,458 | 4,178 | 4,047 | 3,822 |
| $\sqrt{C'^2 + D'^2}$ | 25,9 | 21,25 | 16,59 | 11,82 | 8,28 | 6,73 | 6,26 |
| $I_1 = \frac{U_1 s}{\sqrt{C'^2 + D'^2}}$ | 4,9 | 4,78 | 4,59 | 4,3 | 3,82 | 3,38 | 1,79 |
| $I'_2 = \frac{1}{c_{2н}} I_1$ | 4,56 | 4,46 | 4,28 | 4,01 | 3,56 | 3,15 | 1,66 |
| $I_1/I_{1н}$ | 3,55 | 3,47 | 3,33 | 3,12 | 2,77 | 2,45 | 1,3 |
| $\frac{M}{M_н} = \left(\frac{I'_2}{I_{2н}}\right)^2 \frac{s_н}{s}$ | 0,694 | 0,83 | 1,015 | 1,336 | 1,685 | 1,82 | 1,52 |

Пусковые характеристики двигателя построены на рис. 3-5,*б*.

### 9. Влияние скоса пазов на величину пускового момента

Рассчитаем произведение $k^2_{r\nu}\, k^2_{ск\nu}$ для гармоник н. с.: для 1-й гармоники

$$k^2_{r1}\, k^2_{ск1} = 0,994^2 \cdot 0,985^2 = 0,96;$$

для 5-й гармоники

$$k^2_{r5}\, k^2_{ск5} = 0,826^2 \cdot 0,731^2 = 0,365;$$

для 7-й гармоники

$$k_{r7}^2 k_{ск7}^2 = 0{,}678^2 \cdot 0{,}539^2 = 0{,}134;$$

для 11-й гармоники

$$k_{r11}^2 k_{ск11}^2 = 0{,}323^2 \cdot 0{,}074^2 = 0{,}00057;$$

для 13-й гармоники

$$k_{r13}^2 k_{ск13}^2 = 0{,}1495^2 \cdot 0{,}0894^2 = 0{,}00018.$$

В дальнейшем будем учитывать влияние лишь 1, 5 и 7-й гармоник н. с.

Определим обмоточные коэффициенты для 5 и 7-й гармоник:

$$k_{о5} = 0{,}242 \cdot 0{,}259 = 0{,}0626;$$

где коэффициенты распределения и ускорения 5-й гармоники равны:

$$k_{р5} = \frac{\sin \frac{\pi}{2 \cdot 3} \cdot 5}{2 \sin \frac{\pi}{2 \cdot 3 \cdot 2} \cdot 5} = 0{,}242;$$

$$k_{у5} = \sin 5 \cdot 0{,}833 \cdot \pi/2 = 0{,}259;$$

$$k_{о7} = k_{р7} \cdot k_{у7} = (-0{,}242) \cdot 0{,}259 = -0{,}0626.$$

Тогда

$$\frac{M_{5m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2 \cdot 5} \cdot \frac{197}{1{,}44} \cdot \frac{0{,}365}{0{,}96} \cdot \left(\frac{0{,}0626}{0{,}934}\right)^2 = 0{,}0236;$$

$$\frac{M_{7m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2 \cdot 7} \cdot \frac{197}{1{,}44} \cdot \frac{0{,}134}{0{,}96} \cdot \left(\frac{-0{,}0626}{0{,}934}\right)^2 = 0{,}0062.$$

Таким образом, можно сделать вывод о том, что путем удачно выбранного скоса пазов удалось почти полностью уничтожить влияние зубцовых гармонических (11 и 13-й), а влияние 5 и 7-й гармоник н. с. получилось практически столь ничтожным, что им можно пренебречь.

Оценим влияние 5, 7, 11 и 13-й гармоник на кратность начального пускового момента при отсутствии скоса пазов, т. е. при $k_{ск\ \nu} = 1$;

$$\frac{M_{5m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2 \cdot 5} \cdot \frac{197}{1{,}44} \left(\frac{0{,}826}{0{,}994}\right)^2 \cdot \left(\frac{0{,}0626}{0{,}934}\right)^2 = 0{,}0428;$$

$$\frac{M_{7m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2\cdot 7}\cdot\frac{197}{1,44}\left(\frac{0,678}{0,934}\right)^2\cdot\left(-\frac{0,0626}{0,991}\right)^2 = 0,0206;$$

$$\frac{M_{11m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2\cdot 11}\cdot\frac{197}{1,44}\cdot\left(\frac{[illegible]}{0,944}\right)^2 = 0,06;$$

$$\frac{M_{13m}}{M_{п1}} = \frac{1}{2\cdot 13}\cdot\frac{197}{1,44}\cdot\left(\frac{0,1495}{0,991}\right) = 0,12;$$

где $k_{о11} = -0,934$;

$k_{о13} = -0,934$.

Таким образом, при отсутствии скоса пазов влияние зубцовых гармоник 11 и 13-й было бы довольно значительным, действие же 5 и 7-й гармоник н. с. было бы небольшим.

### 10. Определение первой критической скорости

Вес вала (рис. 7-4) $G_в = 0,088$ *кг*. Вес пакета ротора (рис. 1-3,*б*) $G_р = 0,078$ *кг*.

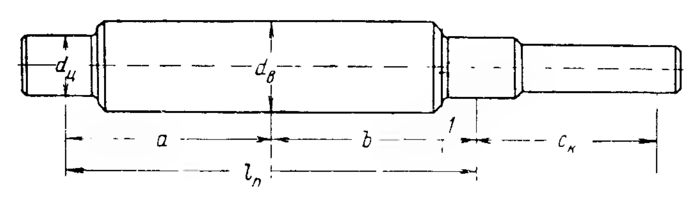



Рис. 7-4. Эскиз вала.

Общий вес ротора

$$G = G_в + G_р = 0,088 + 0,078 = 0,166 \text{ кг}.$$

Асинхронный электрошпиндель на шариковых подшипниках изготовляется с эксцентрицитетом ротора не более $0,01\delta$:

$$e_0 = 0,01\cdot\delta = 0,01\cdot 0,02 = 0,0002 \text{ см}.$$

Величина максимальной удельной силы магнитного притяжения

$$t = k_з D_2 \frac{l_\delta}{\delta} = 1,5\cdot 2,46\cdot\frac{2}{0,02} = 3,69\cdot 10^2 \text{ кГ/см},$$

где коэффициент $k_з = 1,5$ — для двухполюсных машин.

Начальная сила одностороннего магнитного притяжения

$$T_0 = k_3 D_2 l_\delta \frac{e_0}{\delta} = 3{,}69 \cdot 10^2 \cdot 0{,}0002 = 0{,}074 \text{ кГ}.$$

Динамический прогиб вала от единичной силы, приложенной к середине ротора, при номинальной скорости вращения ротора и отсутствии нагрузки на валу:

$$\varphi_1 = \frac{3l^2b - 4b^3}{48EJ} = \frac{3 \cdot 6{,}2^2 \cdot 3{,}1 - 4 \cdot 3{,}1^3}{48 \cdot 2{,}2 \cdot 10^6 \cdot 0{,}192} = 1{,}17 \cdot 10^5 \text{ см/кГ},$$

где модуль упругости стали

$$E = 2{,}2 \cdot 10^6 \text{ кГ/см}^2;$$

момент инерции сечения

$$J = \frac{\pi d_в^4}{64} = 0{,}049 \cdot 1{,}4^4 = 0{,}192 \text{ см}^2;$$

$d_в = 14$ *мм* — диаметр валика.

Динамический прогиб в середине вала от суммарной силы, действующей на ротор,

$$f_1 = \frac{(G + T_0)\varphi_1}{1 - t\varphi_1} = \frac{0{,}166 + 0{,}074 \cdot 1{,}17 \cdot 10^{-5}}{1 - 3{,}69 \cdot 10^2 \cdot 1{,}17 \cdot 10^{-5}} = 2{,}82 \cdot 10^{-6} \text{ см}.$$

Критическая скорость вращения

$$n_к = \frac{300}{\sqrt{f_1}} = \frac{300}{\sqrt{2{,}82 \cdot 10^6}} = 178\,500 \text{ об/мин}.$$

При работе электрошпинделя в процессе шлифования появляется радиальная сила от нагрузки $P_{макс}$.

Номинальный крутящий момент

$$M_н = \frac{100}{1{,}028} \frac{P_{2н}}{n_{2н}} = \frac{100 \cdot 100}{1{,}028 \cdot 147\,700} = 0{,}066 \text{ кГ} \cdot \text{см}.$$

Максимальный крутящий момент

$$M_m = 1{,}78 \cdot 0{,}066 = 0{,}117 \text{ кГ} \cdot \text{см}.$$

Реакция передачи

$$P_{макс} = k_2 \frac{M_m}{R} = 2 \cdot \frac{0{,}117}{0{,}3} = 0{,}78 \text{ кГ},$$

где радиус шлифовального круга $R=0{,}3$ *см*, коэффициент передачи $k_2=2$.

Прогиб вала от единичной силы, приложенной в точке приложения реакции передачи $P_{макс}$,

$$\varphi_2=\frac{l^2 c_к}{16EJ}=\frac{6{,}2^2\cdot 3{,}3}{16\cdot 2{,}2\cdot 10^6\cdot 0{,}192}=1{,}87\cdot 10^{-5}\ см/кГ.$$

Прогиб вала

$$f_2=\frac{P_{макс}\varphi_2}{(1-t\varphi_1)}=\frac{0{,}78\cdot 1{,}87\cdot 10^{-5}}{1-3{,}69\cdot 10^2\cdot 1{,}17\cdot 10^{-5}}=16{,}65\cdot 10^{-6}\ см.$$

Результирующий прогиб с учетом направления действия сил

$$f=\sqrt{f_1^2+f_2^2}=$$

$$=\sqrt{(2{,}82\cdot 10^{-6})^2+(14{,}65\cdot 10^{-6})^2}=14{,}9\cdot 10^{-6}\ см.$$

Критическая скорость вращения

$$n_к=\frac{300}{\sqrt{f}}=\frac{300}{14{,}9\cdot 10^{-6}}=78\,000\ об/мин.$$

Пуск электрошпинделей производится без нагрузки. В номинальном режиме при $n_{гп}=147\,700$ *об/мин* шпиндель не достигнет критической скорости $n_к=78\,000$ *об/мин*. Жесткость вала диаметром $d_в=14$ *мм* при указанных условиях является достаточной.

### 11. Расчет вала на прочность

Опасные напряжения могут возникнуть в сечениях консольного кольца вала со стороны привода.

Расчет проведем для сечения *1—1* (рис. 7-4) как наиболее напряженного.

Определим реакции:

подшипника Б с рабочей стороны

$$R_Б=(G+T_о)\frac{a}{l_п}+P_{макс}\frac{l_п+c_к}{l_п}=$$

$$=(0{,}166+0{,}074)\cdot\frac{31}{62}+0{,}78\cdot\frac{62+33}{62}=1{,}32\ кГ;$$

подшипника А с рабочей стороны

$$R_A = (G + T_0)\frac{b}{l_п} + P_{макс}\frac{c_к}{l_п} =$$

$$= (0{,}166 + 0{,}074)\frac{31}{62} + 0{,}78 \cdot \frac{33}{62} = 0{,}535 \text{ кГ}.$$

Расчет на прочность ведется по теории максимальных касательных напряжений, а приведенные нормальные напряжения определяются по формуле

$$\sigma' = \frac{\sqrt{M_и^2 + M_m^2}}{0{,}1d_п^3} = \frac{\sqrt{3{,}3^2 + 0{,}177^2}}{0{,}073} = 45{,}3 \text{ кГ/см}^2,$$

где

$$0{,}1d_п^3 = 0{,}1 \cdot 0{,}9^3 = 0{,}073 \text{ см}^3.$$

Изгибающий момент в рассматриваемом сечении

$$M_и = P_{макс}(c_к + y) + R_Б y = 0{,}78(3{,}3 + 0{,}35) +$$

$$+ 1{,}32 \cdot 0{,}35 = 3{,}3 \text{ кГ} \cdot \text{см}.$$

Местные напряжения

$$\sigma'' = k_4 \sigma' = 2{,}1 \cdot 45{,}3 = 95 \text{ кГ/см}^2;$$

$k_4 = 2{,}4$ — коэффициент концентрации напряжений.

Среднее напряжение

$$\sigma = \frac{\sigma' + \sigma''}{2} = \frac{45{,}3 + 95}{2} = 70{,}2 \text{ кГ/см}^2.$$

Для стали ШХ15 (закаленной)

$$\sigma_п = 5\,000 \text{ кг/см}^2.$$

Таким образом, вал работает с большим запасом по прочности.

### 12. Расчет шарикоподшипников

Расчет ведем для подшипника с рабочей стороны как наиболее нагруженного.

Условная нагрузка

$$Q = (R_Б + mA)k = (1{,}32 + 1{,}5 \cdot 9)\,1 = 14{,}8 \text{ кГ},$$

где осевая нагрузка, создаваемая натяжением пружины,

$$A=\left[\frac{k_N}{k_v} N_{\text{ном}}\psi_N + i k_{\text{п}} d^3 n^2 \gamma\right] \operatorname{tg} \beta_0 =$$

$$=\left[\frac{18}{1,33}\cdot 0,1\cdot 1,4 + 1\cdot 0,32\cdot 10^{-9}\cdot 0,9^3\cdot 147\,700^2\cdot 7,8\right] \times$$

$$\times \operatorname{tg} 12^\circ = 9 \ \text{кГ};$$

для радиальных шарикоподшипников $m=1,5$;

для спокойной нагрузки, без ударов и толчков $k=1$;

коэффициент, учитывающий силы резания $P_x$, $P_y$, $P_z$ для электрошпинделей, $k_N=18$;

коэффициент скорости $k_v=\frac{v_{\text{кр}}}{35}=\frac{46,4}{35}=1,33$;

$$v_{\text{кр}}=\frac{\pi d_{\text{кр}} n_{\text{н}}}{60\cdot 1\,000}=\frac{\pi\cdot 6\cdot 147\,700}{60\cdot 1\,000}=46,4 \ \text{м/сек};$$

коэффициент перегрузок $\psi_N=1,4$;

число подшипников на одной опоре $i=1$;

кинематический коэффициент $k_{\text{п}}=0,32\cdot 10^{-9}$.

Требуемый срок службы подшипника $h=300$ *ч*.

Коэффициент работоспособности

$$C=Q(nh)^{0,3}=14,8\,(147\,700\cdot 300)^{0,3}=2\,880.$$

Выбираем специальный радиально-упорный шарикоподшипник класса С: $dDB=9\times 24\times 7$;

$$dn_1=9\cdot 150\,000=1,35\cdot 10^6 \ \text{мм}\cdot\text{об/мин}.$$

### 13. Расчет напряжений в листах ротора

Центробежная сила роторной обмотки

$$P_{wp}=\frac{Gf}{981}\left(\frac{2\pi}{60}\right)^2 n^2_{\text{макс}} R_{\text{р}}=$$

$$=\frac{0,00153}{981}\cdot\left(\frac{2\pi}{60}\right)^2\cdot 150\,000^2\cdot 1,0=380 \ \text{кГ},$$

где вес зубца вместе с весом обмотки, приходящимся на один паз,

$$G_f=\frac{G_{z\text{р}}+G_{\text{о}}}{z_2}=\frac{-0,013+0,0099}{15}=0,00153 \ \text{кГ},$$

$R_{\text{р}}=1,0$ *см* — радиус центра тяжести элемента роторной обмотки.

Напряжения в поперечном сечении сердечника ротора складываются из напряжений, обусловленных центробежными силами роторной обмотки, и напряжений от собственного веса сердечника ротора.

Определим напряжения, обусловленные центробежными силами роторной обмотки.

Растягивающее усилие в поперечном сечении сердечника ротора

$$C_р = \frac{z_2 P_{wр}}{2\pi} = \frac{15 \cdot 380}{2\pi} = 906 \ кГ.$$

Напряжения в поперечном сечении ротора, обусловленные этим усилием,

$$\sigma_р = \frac{C_р}{S_0} = \frac{906}{0,616} = 1\,470 \ кГ/см^2,$$

где одностороннее сечение ротора

$$S_0 = 0,5\,(D'_р - d_в)\,l_2 = 0,5\,(1,96 - 1,4) \cdot 2,2 = 0,616 \ см^2.$$

Определим напряжения от собственного веса листов пакета ротора.

Вес листов пакета ротора

$$G_р = \gamma \frac{\pi}{4} (D_2^2 - d_в^2 - z_2 d_с^2)\, l_2 k_с\, 10^{-3} =$$

$$= 7,55 \frac{\pi}{4} (2,46^2 - 1,4^2 - 15 \cdot 0,25^2) \cdot 2,2 \cdot 0,93 \cdot 10^{-3} =$$

$$= 0,0382 \ кГ.$$

Центробежная сила

$$\Sigma P_{w0} = \frac{G_р}{981} \left(\frac{2\pi}{60}\right)^2 n_{макс}^2 k_i =$$

$$= \frac{0,0382}{981} \cdot \left(\frac{2\pi}{60}\right)^2 \cdot 150\,000^2 \cdot 0,82 = 7\,860 \ кГ,$$

где радиус инерции сердечника ротора

$$k_i = \frac{D'_р\,(1 - \alpha)^3}{3\,(1 - \alpha)^2} = \frac{1,96}{3} \cdot \frac{(1 - 0,715^3)}{(1 - 0,715^2)} = 0,82;$$

$$\alpha = \frac{d_в}{D'_р} = \frac{1,4}{1,96} = 0,715.$$

Растягивающее усилие

$$G_{wo}=\frac{\Sigma P_k}{2\pi}=\frac{7\,820}{2\pi}=1\,245 \text{ кГ}.$$

Среднее напряжение от собственного веса

$$\sigma_{om}=\frac{C_{wo}}{S_0}=\frac{1\,245}{0{,}616}=2\,020 \text{ кГ/см}^2.$$

Максимальное напряжение от собственного веса получается у внутреннего диаметра стали ротора

$$\sigma_{0\,\text{макс}}=\sigma_{om}\xi=2\,020\cdot 1{,}18=2\,380 \text{ кГ/см}^2,$$

где $\xi=1{,}18$.

С достаточной для практики степенью точности можно полагать, что максимальные суммарные напряжения у внутреннего диаметра стали ротора составят:

$$\sigma_{\text{макс}}=\sigma_p+\sigma_{0\,\text{макс}}=147+2\,380=3\,850 \text{ кГ/см}^2.$$

Максимальные суммарные напряжения не должны превышать 0,85 предела текучести материала:

$$\sigma_{\text{макс}}\leqslant 0{,}85\sigma_s=0{,}85\cdot 4\,700=4\,000 \text{ кГ/см}^2.$$

В результате теплового расчета определены следующие значения превышений температур отдельных частей двигателя (корпус, сталь и обмотка статора) над температурой окружающего воздуха:

$$\tau_{1\,(\text{корпус})}=9^\circ\,\text{C};\quad \tau_{2\,(\text{сталь статора})}=34^\circ\,\text{C};$$

$$\tau_{3\,(\text{обмотка статора})}=40^\circ\,\text{C}.$$

Спроектированный электрошпиндель по конструкции аналогичен электрошпинделю, представленному на рис. 5-6.

---

*ПРИЛОЖЕНИЕ*

## КРИВЫЕ НАМАГНИЧИВАНИЯ НЕКОТОРЫХ ФЕРРОМАГНИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ УПРАВЛЯЮЩИХ ДРОССЕЛЕЙ [Л. V-4а]

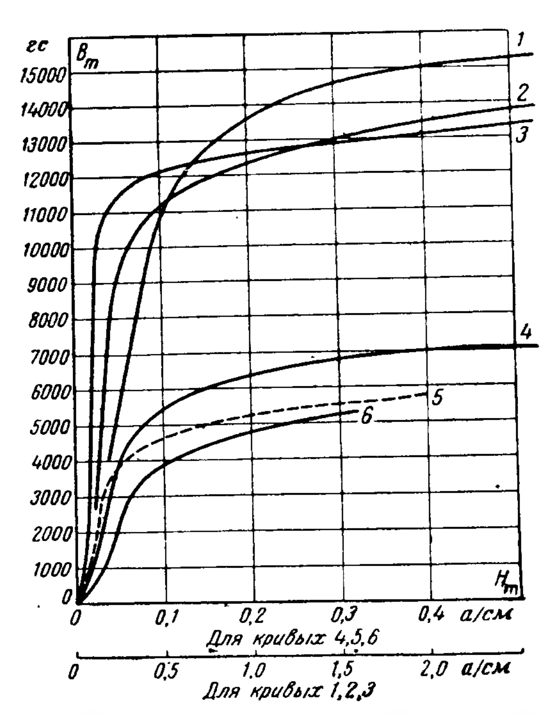



Рис. П-1. Основные кривые намагничивания при частоте $f=50$ *гц* для ферромагнитных материалов.
*1* — Э320; *2* 50НП; *3* — 65НП; *4* — 79НМА; *5* 80 НХС; *6* 79НМ.

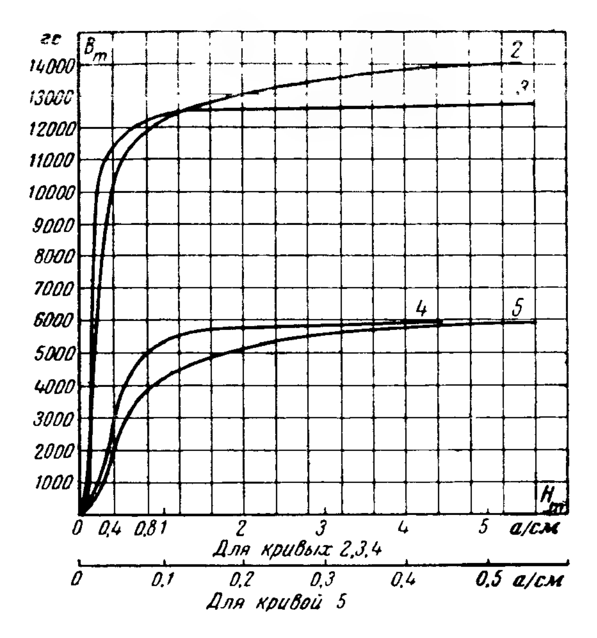



Рис. П-2. Основные кривые намагничивания при частоте $f=500$ *гц* для ферромагнитных материалов.
*2* — 50НП; *3* — 65НП; *4* — 79НМА; *5* — 80НХС.

## ЛИТЕРАТУРА

*I. Литература по сверхвысокоскоростным асинхронным электродвигателям.*

1. Спицин Н. А. и др., Высокоскоростные шлифовальные шпиндели, ЦИНТИМАШ, М., 1960.

2. Шашанов Л. Н., Сверхвысокоскоростные электроприводы тока повышенной частоты, «Электричество», 1948, № 2.

3. Харитонов А. М., Высокоскоростные электродвигатели в станкостроении, Труды научно-технической секции по электроприводу металлорежущих станков, ВНИТОЭ, Госэнергоиздат, 1953.

4. Moser Horst, a) Schnellaufende Drehstromasynchronmotoren. Sonderheft «Technische Rundschau», Bern/Schweiz, 1958;

b) Schnellaufende Asynchronmotoren, Industriell Anzeiger, 1959, 81, № 31—32.

5. Westfeld G., Motoren für schnellaufende Kreisel, El. Eng., 1950, 59, S. 446.

6. Dünner E., Schnelläufer, Schweizer Maschinenmarkt, 1960.

7. Шаров В. С.:

а) Особенности расчета высокоскоростных асинхронных электрошпинделей и результаты их экспериментальных исследований, Труды ВНИПП, 1960, № 3 (23), стр. 61—80;

б) Исследование высокоскоростного асинхронного двигателя с различными роторами. Изв. вузов, Электромеханика, 1961, № 1;

в) Электромеханические характеристики электрошпинделя на 120—140 тыс. *об/мин* при частотном регулировании скорости, Труды ВНИПП, 1961, № 2;

г) Характеристики высокоскоростных асинхронных двигателей с массивными стальными роторами, НДВШ, Электромеханика и автоматика, 1959, № 2;

д) Расчет и исследование высокоскоростного асинхронного электродвигателя, Изв. вузов, Электромеханика, 1961, № 12.

8. Павлов В. А.:

а) Основы конструирования гироскопических приборов, Оборонгиз, 1946;

б) Авиационные гироскопические приборы, Оборонгиз, 1954.

9. Жолдак С. А., Технология изготовления малогабаритных гиромоторов, Судпромгиз, 1961.

10. Бертинов А. И.:

а) Авиационные электрические генераторы, Оборонгиз, 1959;

б) Электрические машины авиационной автоматики, Оборонгиз, 1961

11. Ковалев М. П., Моржаков С. П., Терехова К. С. Динамическое уравновешивание роторов гироскопических систем, Оборонгиз, 1962.

12. Бобов К. С., Винокуров В. А., Авиационные электрические машины, ч. II, Изд. ВВИА им. Жуковского, 1958.

13. Каталоги заводов и фирм:

а) Всесоюзное объединение «Машиноэкспорт» СССР, Электрошпинделя типа Э со скоростью вращения 18, 24, 36, 48 тыс. *об/мин*;

б) Bryant, Model «B» miniature centalign internal grinder.

в) Gamfior, Италия, Паспортные данные электрошпинделей на 47, 60, 96, 120 тыс. *об/мин*;

г) Шпиндели для внутренней шлифовки при высоких частотах фирм The Mollart Engineering Co., LTD.

14. Bobek, Drehstrom-Pendel-Bremsmaschine für 300 *kW* 3 000 p. m. Technischer Bericht, 1945, MO53, 35, 4Abb.

*II. Литература по теории и расчету массивного стального ротора асинхронного электродвигателя*

1. Шенфер К. И., Ротор асинхронного двигателя в виде массивного железного цилиндра, «Электричество», 1926, № 2, стр. 86.

2. Брук И. С., Теория асинхронного двигателя с массивным ротором, ВТЭЭ, 1928, № 2, 1929, № 5.

3. Нейман Л. Р., Поверхностный эффект в ферромагнитных телах, Госэнергоиздат, 1949.

4. Бируля И. П., Расчет основных характеристик асинхронного двигателя с гладким массивным ротором, Труды Челябинского института МЭСХ, 1949.

5. Gibbs W. I., Induction and sinchronous motors with inlaminated rotors, JIEE, 1948, London, v. 95, pt II, № 46.

6. Постников И. М. и др.:

а) Двигатель со сплошным ферромагнитным ротором. Проектирование электрических машин, Гостехиздат, УССР, 1952;

б) Методы расчета параметров, поверхностных потерь и нагрева синхронных и асинхронных машин с массивным ротором, «Вестник электропромышленности», 1958, № 6;

в) Письмо в редакцию «Вестник электропромышленности», 1959, № 6, стр. 70–71.

г) Вихревые токи в синхронных и асинхронных машинах с массивным ротором, «Электричество», 1958, № 10.

д) Схема замещения многофазной симметричной машины с массивным ротором, «Электричество», 1959, № 11.

7. Сыромятников И. А.:

а) Асинхронный режим Т. Г. с цилиндрическим ротором после потери возбуждения, «Электрические станции», 1948, № 4;

б) Режимы работы синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1952.

8. Бальян Р. Х., К расчету массивного ротора, «Электричество», 1955, № 6.

9. Stepина А., Kabeycht А., Массивный ротор в магнитном поле, Prace ustavu proelektrotechniki csav, 1956, IV Ceskosloveska akademie ved, Praha.

10. Шаров В. С., Исследование и расчет асинхронного двигателя с массивным стальным ротором, «Электричество», 1959, № 4.

11. Пик-Пичак А. А., К расчету массивного ротора, «Вестник электропромышленности», 1959, № 6.

12. Куцевалов В. М.:

а) Методика расчета характеристик асинхронной машины с массивным ротором, «Электричество», 1960, № 9.

б) Точная схема замещения и годограф тока асинхронной машины с массивным ротором, «Электричество», 1961, № 12.

13. Wood A. J., Concordia G., An analysis of solid rotor machines, Power Apparatus and Systems, 1960, № 47, 21—31.

14. Талышинский И. Г., Теория и расчет управляемого асинхронного двигателя с омедненным полым ферромагнитным ротором, Известия ЛЭТИ, 1961, вып. 45.

15. Шумилин Г. Д., О применении асинхронного двигателя с массивным удлиненным ротором, Изв. вузов, Электромеханика, 1962, № 5, стр. 566—569.

### *III. Литература по общей теории и расчету асинхронных электродвигателей*

1. Шенфер К. И., Асинхронные машины, АНТО, 1934.

2. Постников И. М., Проектирование электрических машин, Гостехиздат, УССР, 1960.

3. Сыромятников И. А.:

а) Режим работы асинхронных электродвигателей, Госэнергоиздат, 1955;

б) Режимы работы синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1952.

4. Костенко М. П., Электрические машины (специальная часть), Госэнергоиздат, 1949.

5. Вевюрко И. А., О расчете асинхронной машины с полым ротором методом симметричных составляющих, «Вестник электропромышленности», 1958, № 4.

6. Вольдек А. И.:

а) Влияние неравномерности воздушного зазора на магнитное поле асинхронной машины, «Электричество», 1951, № 12.

б) Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах, «Вестник электропромышленности», 1961, № 1.

7. Певзнер О. Б., Искажение кривой моментов асинхронного двигателя добавочными асинхронными моментами высших гармоник, Канд. диссертация, ЛПИ, 1947.

8. Янко-Триницкий А. А., Определение ударных токов и моментов асинхронного двигателя, Изв. вузов, Электромеханика, 1958, № 3.

9. Шенфер К. И., Влияние магнитного насыщения зубцов на величину зубцового потока рассеяния при переменном токе и на распределение плотности тока в сечении провода, заложенного в паз, «Вестник электротехники», 1931, № 2.

10. Апаров Б. П., Рабочий процесс асинхронных двигателей с учетом насыщения, «Вестник электропромышленности», 1940, № 7, стр. 30—32.

11. Петров Г. Н., Влияние насыщения на характеристики и диаграмму тока асинхронной машины, «Электричество», 1948, № 12, стр. 63—68.

12. П и о т р о в с к и й Л. М.:

а) Геометрическое место токов асинхронной машины с переменным насыщением стали, «Электричество», 1946, № 2.

б) Индукционный двигатель с переменными параметрами, диссертация, 1937;

в) Диаграмма токов индукционного двигателя с переменным индуктивным сопротивлением, «Электричество», 1937, № 14.

13. А л е к с е е в А. Е., Конструкция электрических машин, Госэнергоиздат, 1958.

14. Р и х т е р Р., Электрические машины, т. IV (Индукционные машины), ГОНТИ, 1939.

15. Л и в ш и ц М., Электрические машины, т. III (Расчет и определение размеров), ОНТИ, 1936.

16. С е р г е е в П. С. (ред.), Проектирование электрических машин, Госэнергоиздат, 1956.

17. Ч е ч е т Ю. С., Электрические микромашины автоматических устройств, Госэнергоиздат, 1957.

18. Г у б е н к о Т. П., Геометрические места токов индукционных машин, Изд. Львовского Государственного университета, 1960.

### *IV. Литература по подшипникам для сверхвысокоскоростных электродвигателей*

1. С п и ц и н Н. А., Подшипники качения, Машгиз, 1951.

2. С а в е р с к и й А. С.:

а) Смазка масляным туманом, Гос. науч.-техн. ком. Совета Министров СССР, ЦИНТИ Машиностроения, 1960;

б) Расчет предварительного натяга подшипников, Труды ВНИПП, 1960, № 3.

3. Подшипники качения, Краткий номенклатурный справочник малогабаритных подшипников, ВНИПП, ОНТИ, 1961.

4. А р т о б о л е в с к и й И. И., Ш е й н б е р г С. А., Скоростные опоры скольжения с воздушной смазкой, «Вестник машиностроения», 1950, № 8, стр. 5—12.

5. Ш е й н б е р г С. А., Х а р и т о н о в А. М., Аэродинамические опоры для высокоскоростных двигателей и турбин, «Вестник машиностроения», 1958, № 9, стр. 14—17.

6. Journal Bearings, The american society of mechanical Engineers, Paper № 58—A—231. Some instabilities an operating characteristics of high—speed Gas—Lubricated. (Источники неустойчивости высокоскоростного радиального подшипника с газовой смазкой).

7. R o r e r R., Характерные особенности миниатюрных подшипников (воздушные, жидкостные, магнитные подшипники), Technische Rundschau, 1956, № 33, стр. 10—15.

8. Air Bearing for High Rotational Speeds, Machinery, 1957, № 2327, v. 90, p. 1418. (Воздушные подшипники для высоких скоростей вращения).

9. Б е л я н ч и к о в М. П., Методика расчета радиально-упорных шарикоподшипников, «Технология подшипникостроения», ЭНИПП, 1956, № 8.

### *V. Литература по управляющим дросселям и частотному регулированию скорости*

1. И в а х н е н к о А. Г., Автоматическое регулирование скорости асинхронных двигателей небольшой мощности, Изд-во АН УССР, 1953.

2. Любавина, Регулируемый электропривод с магнитными усилителями. Сборник НИИ ЭП, 1959, стр. 46.
3. Соколов М. М., Терехов В. М., Шинянский А. В., Области применения асинхронного электропривода с дросселями насыщения, Тезисы доклада на Всесоюзном совещании по автоматизации производственных процессов в машиностроении и автоматизированному электроприводу в промышленности, Изд. МЭИ, 1959.
4. Васильева Н. П. и др.;
а) Проектирование магнитных усилителей, Госэнергоиздат, 1959;
б) Расчет магнитных усилителей мощности, ВЗЭИ, 1958.
5. Розенблат М. А., Магнитные усилители, Госэнергоиздат, 1955.
6. Сторм С. Ф., Магнитные усилители, Изд. иностранной литературы, 1957.
7. Терехов В. М., Статические и динамические режимы асинхронных двигателей с дросселями насыщения в статорной цепи, Диссертация, МЭИ, 1956.
8. Ключев В. И., Схема асинхронного электропривода с дросселями насыщения и подмагничиванием двигателя, Диссертация, МЭИ, 1955.
9. Губанов М. Н.:
а) Определение оптимальных размеров сердечника и числа витков регулирующих дросселей насыщения асинхронного электропривода, «Автоматика и телемеханика», 1954, т. XV, № 2;
б) Схема непрерывного регулирования скорости асинхронного двигателя и метод расчета механических характеристик, «Электричество», 1954, № 12.
10. Писарев А. Л., Расчет дросселей насыщения для регулируемого асинхронного привода, «Электричество», 1956, № 5.
11. Нагорский В. Д., Передаточная функция асинхронного двигателя, управляемого магнитным усилителем, «Автоматика и телемеханика», 1954, № 6.
12. Бессонов Л. А., О потерях в стали при подмагничивании, «Вестник электропромышленности», 1947, № 12.
13. Башарин А. В., Расчет характеристик магнитного усилителя при подмагничивании постоянным и переменным полями, «Электричество», 1956, № 1.
14. Кулебакин В. С., О применении полупроводниковых выпрямителей и дросселей насыщения в системах автоматизированного электропривода, Изв. АН СССР, ОТН, 1958, № 2.
15. Кулебакин В. С., Яншин А. А., Основные свойства частотного регулирования электроприводов переменного тока с применением одноякорного преобразователя, Изв. АН СССР, ОТН, 1959, № 1.
16. Айзерман М. А., Введение в динамику автоматического регулирования двигателей, Машгиз, 1956.
17. Завалишин Д. А.:
а) Ионный преобразователь частоты для регулирования скорости асинхронного электродвигателя, «Электричество», 1939, № 4;
б) Завалишин Д. А., Шукалов В. Ф., Вентильные преобразователи частоты, предназначенные для частотного регулирования скорости асинхронных двигателей, «Вестник электропромышленности», 1961, № 6.

18. Костенко М. П., Работа многофазного асинхронного двигателя при переменном числе периодов, «Электричество», 1925, № 2, стр. 87—95

19. Булгаков А. А., Частотное управление асинхронными электродвигателями, Изд. АН СССР, 19[illegible]

20. Шаров В. С., Высокочастотные генераторы для электропитания сверхвысокоскоростных двигателей, «Электромашинные индукторные генераторы», Госэнергоиздат, 1961.

21. Вишникин А. И., Метод расчета рабочих характеристик асинхронного электродвигателя, работающего при переменной частоте, Изв. вузов, «Электромеханика», 1961, № 7.

22. Ильинский Н. Ф.:

а) Статические преобразователи на полупроводниковых триодах, «Электричество», 1961, № 10, стр. 79—86;

б) Питание двигателей переменного тока от статических преобразователей частоты на полупроводниковых триодах, Труды МЭИ, Электромеханика, 1962, № 38.

23. Либерзон К. Ш., Электронно-ламповый преобразователь частоты для питания высокоскоростных шлифовальных электрошпинделей, Технический бюллетень по обмену опытом № 5/29, 1959, Изд. бюро технической информации 4-го ГПЗ.

24. Сандлер А. С., Сарбатов Р. С., и др., Статический преобразователь частоты для регулирования скорости вращения асинхронных двигателей, «Вестник электропромышленности», 1962, № 3.

25. Киричек Г. М., Геометрические места токов асинхронного двигателя при переменной частоте, «Электричество», 1961, № 5, стр. 48—52.

## *VI. Дополнительная литература*

1. Hill W., Modern Motor Design, Electrical Review, 1958, v. 163, № 11, p. 456—462.

2. Jones D. A., Потери в стали электрических машин, Variation of Interlaminar Losses in Electrical Machines, Electrical Energy, 1958, v. 2, № 4, p. 137—140.

3. Pustola J., Учет влияния механической и термической обработки электрической стали на потери в сердечниках машин малой мощности, Przegl. Elektrotechn., 1958, 34, 8, 10, 541—549.

4. Mayer, Расчет оптимального укорочения шага обмотки, Ökonomische Kriterien der Verkürzung des Windungsschrittes. Elektrotechnik und Maschinenbau, 1958, 75, № 21, p. 589—595.

5. Sittner J., Применение алюминия в двигателях с короткозамкнутым ротором, Der asynchrone Käfigläufermotor mit Aluminiumkäfig, Dtsch. Elektrotechn., 1959, 13, № 2, S. 54—57.

6. Turkingtion R. E., Зависимость веса и других характеристик ракетных генераторов и трансформаторов от частоты. Effect of operating frequency on the weight and other characteristics of missile alternators and transformers. Applic. and Ind., 1958, № 39, 289—300.

7. Alger P. L., Angst G., Davies E., Добавочные потери при нагрузке в многофазных асинхронных двигателях, Stray-load losses in polyphase induction machines, Power Apparatus and Systems, 1959, № 42, 349—357.

8. Heidbeder J. F., Характеристики нагрева асинхронных

двигателей, Induction motor temperature characteristics, Power Apparatus and Systems, 1958, № 38, 900—804.

9. Choudhury S. A., Динамическое торможение двигателей переменного тока, Dynamic braking of A. C. motors, Electr. Rev., 1959, 164, № 17, 760—764.

10. Butler O. I., Abdel-Hamid M. N., Динамическое торможение асинхронных двигателей с двойной клеткой, D—C dynamic braking of double-cage induction motors, Power Apparatus and Systems, 1958, № 39, 1035—1038.

11. Szablya J. F., Регулирование вращающего момента и скорости асинхронных двигателей при помощи дросселей насыщения, Torque and speed control of induction motors using salurable reactors, Power Apparatus and Systems, 1959, № 40, 1676—1682.

12. Leonharol Werner, Управление асинхронными двигателями при помощи дросселей насыщения, Elements of reactor-controlled reversible induction-motor drives, Appl. and Ind., 1959, № 42. 106—115.

13. Zollinger H. A., Дроссельное управление асинхронными двигателями, Reactor control of induction motors, El. Manufact., 1960, 65, № 1, 138—143.

14. Губенко Т. П., Семенюк Т. Т., Пуск короткозамкнутого асихронного двигателя от генератора соизмеримой мощности, Тезисы доклада, изд. АН Латвийской ССР, 1961.

15. Шаров В. С., Электромагнитные муфты скольжения (асинхронные), Госэнергоиздат, 1958.

15. Baron M. P., Происхождение шумов и электрических машинах, La lutte contrele bruit dans les installations electromecaniques. Bull. Soc. Franc. Electricians, 1958, 8, № 95, 710—732.

16. Красовский Б. Н., Вопросы прочности электрических машин, Изд. АН СССР, 1951.

17. Михеев М. А., Основы теплоперсдачи, Госэнергоиздат, 1947.

18. Воронецкий Б. Б., Кучер Э. Р., Магнитный шум асинхронных электродвигателей, Госэнергоиздат, 1957.

19. Успехи научной фотографии, т. IV, Изд-во АН СССР, 1959, стр. 116—120.

20. Ларионов А. Н., Мастяев Н. З., Орлов И. Н., Гистерезисные электродвигатели, МЭИ, 1958, Техническая информация.

21. Klige H., Расчет повышения температур обмоток асинхронных двигателей с сердечником, запрессованным в охлаждаемую водой станину. Rechnerische Ermittlung der Temperatur der Ständer- und Läuferwicklung für Asyncronmotoren mit an Gehäuse anliegendem Blechpoket und Wasserkühlung im Ständer. Deutsche Elektrotechnik, 1958, Ig 12, Ht 10, S. 359—363.

22. Губенко Т. П., Динамическое торможение индукционных машин, Диссертация, 1949.

23. Harms D., Проблемы механической прочности турбогенераторов предельных мощностей, Mechanische Probleme bei Grenzleissungs Turbogenerotoren, VDE Fachberichte, 1956, т. 19.
tungsturbogeneratoren, VDE Fachberichte, 1956, т. 19.